

ISSN 1728-3841

НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ ЖУРНАЛ

**ЖТМ**

2012 № 2

# ГОРНАЯ МЕХАНИКА И МАШИНОСТРОЕНИЕ

# ГОРНАЯ МЕХАНИКА И МАШИНОСТРОЕНИЕ

## № 2 2012

**Учредитель журнала:**

ЗАО «Солигорский Институт проблем  
ресурсосбережения с Опытным  
производством»

**Научно-технический журнал**

Издается с декабря 1998 г.

Выходит четыре раза в год

Журнал включен в Перечень научных изданий  
ВАК Республики Беларусь

Главный редактор

**Щерба Владимир Яковлевич**

**Редакция:**

Заместитель главного редактора

**Прушак Виктор Яковлевич**

Технический редактор

**Барановский Анатолий Леонидович**

Ответственный секретарь

**Заяц Ирина Михайловна**

**Редакционная коллегия:**

Андрейко С.С. – доктор технических наук, проф.

Богданович П.Н. – доктор технических наук, проф.

Голуб М.В. – доктор технических наук, проф.

Журавков М.А. – доктор физ.-техн. наук, проф.

Зубов В.П. – доктор технических наук, проф.

Кислов Н.В. – доктор технических наук, проф.

Смычник А.Д. – доктор технических наук, проф.

Стухляк П.Д. – доктор технических наук, проф.

Белый А.В. – доктор технических наук, проф.

Буря А.И. – кандидат технических наук, проф.

Губанов В.А. – доктор технических наук

Захаров Ю.Н. – доктор технических наук, проф.

Кантович Л.И. – доктор технических наук, проф.

Петровский Б.И. – доктор технических наук

Струк В.А. – доктор технических наук, проф.

**Адрес редакции:**

Республика Беларусь, 223710, г. Солигорск, ул. Козлова, 69

Тел.: (+375 174) 26 35 32, (+375 174) 282107, факс: (+375 174) 26 28 37

E-mail: [ontipr@tut.by](mailto:ontipr@tut.by)

## СОДЕРЖАНИЕ

---

---

### *ГЕОТЕХНОЛОГИЯ*

<b>Андрейко С.С., Иванов О.В., Лялина Т.А.</b> Совершенствование метода прогноза зон опасных по газодинамическим явлениям в условиях южной части Верхнекамского месторождения калийных солей.....	5
<b>Грунер М. Г., Мозер С.П.</b> Опыт создания и эксплуатации флюидоизолирующих перемычек в соляных шахтах.....	12
<b>Осипов С.Н., Смычник Е.А., Шваб Р.Г.</b> О надежности оценки физических свойств водозащитной толщи при подземной разработке солей.....	23
<b>Ильин В.П., Бабец М.А.</b> Сбойка скважин гидроразрывом пласта при разработке минеральных солей подземным растворением. Первый промышленный опыт на территории Беларуси.....	35
<b>Иголка Е.Ю., Иголка Д.А.</b> Обзор методов расчета толщины ледопородного ограждения при проходке вертикальных стволов способом замораживания .....	46
<b>Гореликов В.Г., Лыков Ю.В., Ву Ван Донг.</b> Выбор параметров промывочной системы алмазных коронок для бурения твердых горных пород .....	52
<b>Бровка А.Г.</b> Влияние крупнообломочных включений на теплофизические характеристики горных пород.....	56

### *МАШИНОСТРОЕНИЕ*

<b>Платовских М.Ю.</b> Динамика виброударной системы перфоратора с учетом податливости штанги.....	66
<b>Громько П.Н., Доконов Л.Г., Макаревич С.Д., Кривоногова Е.Г., Гончаров П.С.</b> Корректировка результатов силового анализа прецессионного редуцирующего механизма с коническими роликами на основе использования методов компьютерного моделирования.....	73
<b>Ерохин К.А., Пузанов Д.А., Мозговенко М.С.</b> Использование тепловых насосов для подогрева шахтного воздуха в зимнее время.....	84

### *МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ*

<b>Богданович П.Н.</b> О возможности снижения предварительного смещения и усталостного разрушения покрытий при динамическом нагружении.....	89
<b>Щерба В.Я.</b> Малонаполненные нанокпозиционные материалы на основе модифицированного политетрафторэтилена.....	96
<b>Мельников С.Ф., Ахмадиева Л.В., Моисеенко В.А., Шаповалов В.М.</b> Экологические аспекты изготовления машиностроительных материалов на основе фенольных смол.....	101
<b>Щерба В.Я.</b> Механизмы формирования разделительных слоев в металлополимерных трибосистемах.....	107

Свидетельство о государственной регистрации № 1000 от 12.01.2010  
Подписные индексы: 74933 (для индивидуальных подписчиков), 749332 (для организаций)

---

---

Подписано в печать 31.05.2012  
Формат 60×84<sup>1</sup>/<sub>8</sub>. Бумага «Снегурочка», А4, 80 г/м<sup>2</sup>. Гарнитура Таймс.  
Отпечатано на ризографе CR-1610.  
Усл. печ. л. 19.04. Тираж 240 экз. Заказ 346.

# MINE MECHANICAL ENGINEERING AND MACHINE-BUILDING

№ 2 2012

---

---

## Scientific and Technical Journal

Published since December, 1998

Issued four times a year

The journal is included in the list of scientific publications of Higher Attestation Commission of the Republic of Belarus

### Founder of the Journal:

JSC «Soligorsk Institute for Problems of Resources Savings with Pilot Production»

### Edition:

Editor-in-Chief

**Shcherba Vladimir Yakovlevich**

Editor-in-Chief Deputy

**Prushak Viktor Yakovlevich**

Technical Editor

**Baranovsky Anatoly Leonidovich**

Executive Secretary

**Zayats Irina Mikhailovna**

### Editorial Board:

Andreiko S.S. – Ph.D., Professor  
Bogdanovich P.N. – Ph.D., Professor  
Golub M.V. – Ph.D., Professor  
Zhuravkov M.A. – Ph.D., Professor  
Zubov V.P. – Ph.D., Professor  
Kislov N.V. – Ph.D., Professor  
Smychnik A.D. – Ph.D., Professor  
Stukhlyak P.D. – Ph.D., Professor

Belyi A.V. – Ph.D., Professor  
Burya A.I. – Ph.D., Professor  
Gubanov V.A. – Ph.D.  
Zaharov Y.N. – Ph.D., Professor  
Kantovich L.I. – Ph.D., Professor  
Petrovsky B.I. – Ph.D.  
Struck V.A. – Ph.D., Professor



### Editorial Address:

The Republic of Belarus, 223710, Soligorsk, Kozlova Street, 69  
Tel: (+375 174) 26 35 32, (+375 174) 282107, Fax: (+375 174) 26 28 37  
E-mail: [ontipr@tut.by](mailto:ontipr@tut.by)

## CONTENTS

---

---

### *GEOTECHNOLOGY*

<b>Andreyko S.S., Ivanov O.V., Lyalina T.A.</b> Perfecting predictive method of zones dangerous on gas-dynamic phenomena in a southern verhnekamsky deposits of potassium salts .....	5
<b>Gruner M.G., Moser S.P.</b> Experience of manufacturing and field usage of fluid isolating seals in salt mines.....	12
<b>Osipov S.N., Smychnik E.A., Shvab R.G.</b> Concerning the reliability assessment of the physical properties of waterproof rock mass while underground salt mining .....	23
<b>Ilyin V.P., Babets M.A.</b> Wells cross connection by hydraulic fracturing when developing mineral salt by method of underground solution. First field experience on the territory of the Republic of Belarus.....	35
<b>Igolka E.Y., Igolka D.A.</b> Review of methods for determination of ice wall's width by vertical well bores freezing.....	46
<b>Gorelikov V.G., Lykov Y.V., Wu Wan Dong.</b> Choice of parameters of flush system for diamond-set bits for hard rocks.....	52
<b>Brovka A.G.</b> Influence of macrofragmental inclusions on rock thermal and physical characteristics .....	56

### *MACHINE-BUILDING*

<b>Platovskikh M. Yu.</b> Dynamics of vibro-impact system of the perforator in view of the elasticity of shank.....	66
<b>Gromyko P.N., Dokonov L.G., Makarevich S.D., Krivonogova E.G., Goncharov P.S.</b> Adjusting of results of the analysis of the precession reducer mechanism with tapered rollers using method of computer simulation .....	73
<b>Erokhin K.A., Puzanov D.A., Mazgoenko M.S.</b> Exploitation of heat pump units for mine air warming during winter .....	84

### *MATERIALS ENGINEERING*

<b>Bogdanovich P.N.</b> On the possibility of preliminary displacement and fatigue failure of coatings reduction under dynamic loadings.....	89
<b>Scherba V.Y.</b> Low-charged nanocomposites of modified polytetrafluorethylene .....	96
<b>Melnikov S.F., Akhmadieva L.V., Moiseenko V.A., Shapovalov V.M.</b> Ecology aspects of manufacturing of engineering materials on the base of phenol resins .....	101
<b>Scherba V.Y.</b> Mechanisms of adhesive formation in metallopolymeric tribosystems .....	107

---

---

**ГЕОТЕХНОЛОГИЯ**

УДК 622.363.2:622.831.322(470.5)(045)

**СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ МЕТОДА ПРОГНОЗА ЗОН  
ОПАСНЫХ ПО ГАЗОДИНАМИЧЕСКИМ ЯВЛЕНИЯМ  
В УСЛОВИЯХ ЮЖНОЙ ЧАСТИ ВЕРХНЕКАМСКОГО МЕСТОРОЖДЕНИЯ  
КАЛИЙНЫХ СОЛЕЙ**

Андрейко С.С., Иванов О.В., Лялина Т.А. (Горный институт Уральского отделения Российской академии наук, г. Пермь, Россия)

*Выполнен статистический анализ геологической информации в условиях развывания газодинамических явлений (ГДЯ). Сформированы достоверные обучающие выборки. Выбрана математическая модель метода прогноза зон, опасных по ГДЯ, на основе линейного дискриминантного анализа с использованием классических статических процедур. Получены решающие правила и построены прогнозные карты зон опасных по ГДЯ для условий южной части Верхнекамского месторождения калийных солей. В статистических моделях учтены данные по газоносности и физико-механическим свойствам соляных пород. Дана оценка адекватности метода прогнозирования практике ведения горных работ на калийных пластах опасных по ГДЯ.*

**Введение**

В настоящее время в условиях южной части Верхнекамского месторождения калийных солей, где действуют калийные рудники БКПРУ-2 и БКПРУ-4, в соответствии с действующими нормативными документами, регламентирующими безопасное ведение горных работ на пластах опасных по ГДЯ прогноз зон проводится, в основном, по косвенным показателям, характеризующим основные факторы газодинамической опасности [1]. Для повышения надежности прогнозирования зон опасных по ГДЯ на вовлекаемых в отработку новых участках шахтных полей необходимо учитывать газоносность и физико-механические свойства соляных пород. Это позволит получить новые критерии для прогнозирования зон опасных по газодинамическим явлениям которые будут напрямую учитывать основные факторы газодинамической опасности.

Целью настоящих исследований являлось совершенствование методики прогноза зон, опасных по газодинамическим явлениям, в условиях южной части Верхнекамского месторождения калийных солей.

**Параметрическая модель прогноза на основе линейного  
дискриминантного анализа**

В математической постановке получение решающего правила сводится к определению конечного набора горно-геологических параметров, их интервалов значений, присущих как опасным, так и неопасным по ГДЯ зонам, а также нахождение наиболее эффективных статистических процедур.

Известно большое число методов распознавания образов для построения решающих правил по обучающей выборке или, так называемой, статистической класси-

фикации, которые подразделяются на две группы: параметрические методы и непараметрические методы. Из параметрических методов статистической классификации наиболее известным является линейный дискриминантный анализ, основанный на линейных дискриминантных функциях следующего вида:

$$a_1X_1 + a_2X_2 + \dots + a_pX_p - b = 0. \quad (1)$$

Решающие правила, получаемые на основе линейных дискриминантных функций, в настоящее время являются наиболее развитыми.

Если на стадии разведочного анализа установлено «засорение» обучающих выборок «выбросами», и эти аномальные наблюдения могут представлять определенный интерес при исследованиях, то целесообразно использовать процедуры оценки параметров распределения, нечувствительные к структуре данных. Такие процедуры оценивания называются робастными или устойчивыми [2, 3]. Могут использоваться следующие робастные процедуры в подстановочном дискриминантном анализе при получении устойчивых решающих правил: винзоризованные оценки, усеченные оценки, весовые оценки Хьюбера, кусочно-линейные М-оценки Хампеля. При наличии искажений в обучающих выборках и использовании в решающих правилах классических оценок параметров распределений, вероятность ошибочного прогноза значительно увеличивается, поэтому необходимо использовать устойчивые оценки. Если в обучающей выборке присутствуют «выбросы», то можно использовать любую из приведенных устойчивых оценок. Если обучающая выборка из распределений с «тяжелыми хвостами» или отличных от нормального, то лучше использовать весовые оценки Хьюбера или Хампеля [2, 3]. Робастные итерационные оценки Хьюбера определяются следующими соотношениями [4]:

$$\hat{x}_i^* = \sum_{j=1}^L x_j w_j / \sum_{j=1}^L w_j, \quad \hat{\Sigma}_i^* = \sum_{j,k=1}^L w_j w_k \left( x_j - \hat{x}_j^* \right) \left( x_k - \hat{x}_k^* \right)^T / \sum_{j=1}^L w_j^2, \quad (2)$$

$$w_j = \begin{cases} 1, & \text{если } d_j \leq d_0, \\ d_0 / d_j, & \text{если } d_j > d_0, \end{cases} \quad d_0 = \sqrt{p} + 2\sqrt{2},$$

$$d_j = \left( x_j - \hat{x}_i^* \right) \hat{\Sigma}_i^{*-1} \left( x_j - \hat{x}_i^* \right), \quad (j = \overline{1, n}; \quad i = \overline{1, L}),$$

где  $\hat{x}_i, \hat{\Sigma}_i$  – оценки параметров, вычисленные на предыдущем шаге;

$x_1, \dots, x_{n_i}$  – обучающая выборка для  $i$ -го класса;

$n_i$  – объем обучающей выборки для  $i$ -го класса.

В качестве начального приближения используются классические оценки параметров.

Принято решение рассматривать общую выборку исходных данных только пласта Б сильвинитового состава, т.к. газодинамические явления на рассматриваемых участках зафиксированы только в сильвинитовых породах при отработке пласта АБ. Критерий отнесения пород пласта Б к сильвинитовому составу – содержание КС1 не менее 22 % и содержание MgCl<sub>2</sub> не более 1 %. Участки со смешанными солями (содержание

КСl не менее 22 % и содержание MgCl<sub>2</sub> свыше 1 %) не обрабатываются. На таких участках шахтных полей решение об опасности ГДЯ целесообразно принимать априори – относить к зонам опасным по ГДЯ.

### Формирование обучающей выборки

Учитывая физико-геологический механизм образования очагов ГДЯ, для получения решающего правила отнесения участков пласта АБ южной части Верхнекамского месторождения к зонам опасным по ГДЯ приняты к рассмотрению геологические параметры пласта Б, газоносность пласта АБ и предел прочности на сжатие междупластья Б-В, которое выполняет роль защитной пачки. В базе данных по данному пласту сохранилось 243 валидных записи, т.е. имеющих значения по каждому геологическому параметру, взятому в юго-восточных частях шахтных полей рудников БКПРУ-2 и БКПРУ-4. Всего при статистической обработке использовались данные по всем газодинамическим явлениям, которые произошли при отработке пласта АБ. В каждой точке шахтного поля, где произошло ГДЯ, с использованием геостатистической интерполяции получены значения каждого геологического показателя.

### Решающие правила для прогноза зон опасных по ГДЯ при сильвинитовом составе пород пласта Б

В базе данных по южной части Верхнекамского месторождения содержится 209 валидных точек наблюдений, взятых в юго-восточных частях шахтных полей рудников БКПРУ-2 и БКПРУ-4.

Формирование обучающей выборки проводилось следующим способом. Все зафиксированные случаи ГДЯ при отработке пласта АБ в юго-восточной части шахтного поля рудника БКПРУ-2 и юго-восточной части шахтного поля БКПРУ-4 априори отнесены в опасную по ГДЯ зону (группа 2). Остальная часть общей выборки отнесена к неопасной по ГДЯ зоне (группа 1).

Таким образом, обучающая выборка включает в себя всего наблюдений – 227, из них отнесенных к неопасным по ГДЯ (1 группа) – 209 точек, к опасным по ГДЯ (2 группа) – 18.

Затем обучающая выборка подвергалась линейному дискриминантному анализу с использованием статистических процедур: с классическими оценками и весовыми оценками Хьюбера. Результаты классификации представлены ниже.

Таблица 1 – Результаты классификации с использованием классических статистических процедур

Гр.	const	X <sub>1</sub>	X <sub>2</sub>	X <sub>3</sub>	X <sub>4</sub>	X <sub>5</sub>	X <sub>6</sub>	X <sub>7</sub>
1	-153,95	5,44	26,13	-16,28	777,88	7,58	2,70	10,09
2	-160,22	4,78	28,01	-15,01	810,14	7,36	4,53	10,12

Таблица 2 – Матрица классификации по результатам линейного анализа с использованием классических статистических процедур

	Гр.1	Гр.2	Всего
Гр.1	133	76	209
	63,64 %	35,36 %	
Гр.2	2	16	18
	11,11 %	88,89 %	
Всего	135	92	227
	59,47 %	40,53 %	

Всего 65,6 % исходных сгруппированных наблюдений классифицировано правильно. После проведения дискриминантного анализа с классическими оценками 76 наблюдений из 1 группы (неопасные по ГДЯ) переведены во 2 группу (опасные по ГДЯ) и 2 наблюдения из 2 группы переведены в 1 группу.

Таблица 3 – Результаты классификации с использованием весовых оценок Хьюбера

Гр.	const	$X_1$	$X_2$	$X_3$	$X_4$	$X_5$	$X_7$
1	-648,79	-32,16	119,62	-86,66	5022,02	33,73	39,53
2	-673,39	-36,57	127,14	-88,80	5271,30	33,14	39,79

Таблица 4 – Матрица классификации по результатам линейного анализа с использованием весовых оценок Хьюбера

	Гр.1	Гр.2	Всего
Гр.1	147	62	209
	70,33 %	29,67 %	
Гр.2	7	11	18
	38,89 %	61,11 %	
Всего	154	73	227
	67,84 %	32,16 %	

Всего 69,6 % исходных сгруппированных наблюдений классифицировано правильно. После проведения анализа 62 наблюдений из 1 группы (неопасные по ГДЯ) переведены во 2 группу (опасные по ГДЯ) и 7 наблюдений из 2 группы переведены в 1 группу.

Как видно из приведенных выше результатов дискриминантного анализа, общая правильность классификации обучающей выборки выше при использовании робастных процедур (весовых оценок Хьюбера). Однако из известной заранее опасной по ГДЯ группы 1 переклассифицированы 7 наблюдений (38,89 %). Тогда как при использовании классических процедур – всего 2 наблюдения (11,11 %). Поэтому предпочтение отдается использованию в дальнейшем классических процедур. После перегруппирования наблюдений процедура дискриминантного анализа была выполнена повторно. При этом обучающая выборка также подвергалась линейному дискриминантному анализу с использованием статистических классических процедур отдельно без учета газоносности пласта АБ, прочности пород на сжатие междупластья Б-В или содержания Вг в породах пласта Б. При использовании всех полученных решающих правил правильность классификации с использованием классических процедур по всем полученным решающим правилам достаточно высока и превышает 86 %. После вычитания полученных коэффициентов меньшей линейной дискриминантной функции из большей решающие правила имеют следующий вид:

$$F_p = -0,66 \times X_1 + 1,87 \times X_2 + 1,27 \times X_3 + 32,26 \times X_4 - 0,21 \times X_5 + 1,83 \times X_6 + 0,03 \times X_7 - 6,27 \geq 0, \quad (3)$$

$$F_p = -0,19 \times X_1 + 1,98 \times X_2 + 1,28 \times X_3 + 52,98 \times X_4 - 0,33 \times X_5 - 0,03 \times X_7 - 4,87 \geq 0, \quad (4)$$

$$F_p = -0,60 \times X_1 + 1,87 \times X_2 + 1,25 \times X_3 + 32,83 \times X_4 - 0,22 \times X_5 + 1,82 \times X_6 - 5,73 \geq 0, \quad (5)$$

$$F_p = -0,81 \times X_1 + 1,62 \times X_2 + 1,91 \times X_3 - 0,24 \times X_5 + 1,94 \times X_6 + 0,05 \times X_7 - 4,64 \geq 0, \quad (6)$$

где  $X_1$  – мощность пласта Б, м;

- $X_2$  – отношение содержания NaCl к KCl в породах пласта Б, %;
- $X_3$  – содержание  $MgCl_2$  в пласте Б, %;
- $X_4$  – содержание Вг в пласте Б, %;
- $X_5$  – отношение содержания нерастворимого остатка к  $CaSO_4$  в пласте Б, %;
- $X_6$  – ранг газоносности пласта Б,
- $X_7$  – предел прочности пород междупластья Б-В на сжатие, МПа.

В зависимости от имеющихся данных в точке наблюдения можно использовать одно из полученных решающих правил:

(3) – при наличии данных о газоносности пласта АБ и пределе прочности на сжатие пород междупластья Б-В;

(4) – при отсутствии данных о газоносности пласта АБ;

(5) – при отсутствии данных о пределе прочности на сжатие пород междупластья Б-В;

(6) – при отсутствии данных о содержании Вг в породах пласта Б. В случае если в точке наблюдения отсутствуют данные о газоносности пласта АБ и прочностных свойствах междупластья Б-В, то используется решающее правило, принятое в Руководстве по прогнозу зон опасных по газодинамическим явлениям для условий рудников ОАО «Уралкалий» [1].

На основе полученных решающих правил, учитывающих газоносность пород сильвинитового пласта АБ и предел прочности на сжатие пород междупластья Б-В, построены прогнозные карты зон опасных по ГДЯ для сильвинитового пласта АБ в пределах юго-восточной части шахтного поля рудника БКПРУ-2 (рисунок 1) и юго-восточной части шахтного поля рудника БКПРУ-4 (рисунок 2). Как видно на рисунке 1, из ГДЯ, зафиксированных на шахтном поле рудника БКПРУ-2, не попало в опасную зону 1 газодинамическое явление, что соответствует 25 % от общего числа ГДЯ.



**Рисунок 1 – Прогнозная карта зон опасных по ГДЯ для сильвинитового пласта АБ в пределах юго-восточной части шахтного поля рудника БКПРУ-2**

На рисунке 2 видно, что из всех ГДЯ, зафиксированных на шахтном поле рудника БКПРУ-4, не попало в опасную зону 1 газодинамическое явление, что составляет 8 % от общего числа ГДЯ. Однако газодинамическое явление № 2, не вошедшее в опасную зону, представляет собой обрушение пород из пластов А и Б, которое было обусловлено технологическими причинами – отслоением пород по глинистым прослойкам при нарушении паспорта проходки выработки.



**Рисунок 2 – Прогнозная карта зон опасных по ГДЯ для сильвинитового пласта АБ в пределах шахтного поля рудника БКПРУ-4**

Прогнозные карты зон опасных по ГДЯ из почвы наглядно демонстрируют адекватность решающего правила практики ведения горных работ. Это свидетельствует о работоспособности метода прогнозирования зон опасных по ГДЯ.

### Заключение

В результате исследования усовершенствована методика прогнозирования зон опасных по газодинамическим явлениям в условиях южной части Верхнекамского месторождения калийных солей с учетом новых данных по газоносности и физико-механическим свойствам соляных пород. Основные результаты выполненных исследований сводятся к следующему:

1. Для получения решающих правил прогнозирования зон опасных по газодинамическим явлениям на сильвинитовых пластах Верхнекамского месторождения предпочтительной является математическая модель на основе линейного дискриминантного анализа, которая позволяет получать наиболее устойчивые решения.

2. Получены дополнительные решающие правила для отнесения участков шахтных полей рудников БКПРУ-2 и БКПРУ-4, учитывающие известные значения газоносности пород пласта АБ и предела прочности на сжатие пород междупластья Б-В.

3. На основе полученных данных построены прогнозные карты зон опасных по ГДЯ для юго-восточной части шахтного поля БКПРУ-2 и юго-восточной части шахтного поля БКПРУ-4. По результатам исследований разработана новая редакция «Руководства по прогнозу зон опасных по ГДЯ ...».

---

**Список использованных источников**

1. Специальные мероприятия по безопасному ведению горных работ на Верхнекамском месторождении калийных солей в условиях газового режима в ОАО «Уралкалий» (технологический регламент), Пермь-Березники, 2005.
2. **Хьюбер, П.** Робастность в статистике / П. Хьюбер. – М.: Мир, 1984. – 304 с.
3. **Хампель, Ф.** Робастность в статистике / Ф. Хампель, Э. Рончетти, П. Рауссеу. – М.: Мир, 1989. – 512 с.
4. **Харин, Ю.С.** Робастность в статистическом распознавании образов / Ю.С. Харин. – Минск: Университетское, 1992. – 232 с.

---

**Andreyko S.S., Ivanov O.V., Lyalina T.A.**

**Perfecting predictive method of zones dangerous on gas-dynamic phenomena in a southern verhnekamsky deposits of potassium salts**

*The preliminary statistical analysis of the geological information in conditions gas-dynamic phenomena is executed. The authentic training samples are generated. The mathematical model of a predictive method of zones dangerous on gas-dynamic phenomena is chosen, on the basis of the linear discriminant analysis using the classical static procedure. Solving rules are predictive maps of zones dangerous on gas-dynamic phenomena in a southern Verhnekamsky deposits of potassium salts are constructed. Adequacy of a predictive method to practice of conducting mine works on the potash gas-dynamic phenomena dangerous layers is appreciated.*

Поступила в редакцию 25.01.2012 г.

УДК 622.363.012.2:550.4(470+430)(045)

## ОПЫТ СОЗДАНИЯ И ЭКСПЛУАТАЦИИ ФЛЮИДОИЗОЛИРУЮЩИХ ПЕРЕМЫЧЕК В СОЛЯНЫХ ШАХТАХ

Грунер М.Г. (Технический Университет Фрайбергская горная академия «Институт горного дела и специального строительства», Фрайберг, Германия), Мозер С.П. (ФГБОУ ВПО «Национальный минерально-сырьевой университет «Горный», Санкт-Петербург, Россия)

*Приведен обзор литературных источников, посвященных борьбе с водопритоками в горизонтальных горных выработках соляных шахт путем создания в них флюидоизолирующих перемычек. Даны конструктивные особенности перемычек, а также описаны материалы, применяемые при их возведении.*

### Введение

Разработка соляных месторождений подземным способом подразумевает строительство системы горных выработок, с помощью которой получают доступ к полезному ископаемому и производят операции, связанные с добычей полезного ископаемого. При этом легкая растворимость соли в воде и миграция различного рода флюидов в выработки могут привести к катастрофическим последствиям – затоплению рудника или его части. Возведение флюидоизолирующих перемычек на проблемных участках является основным вариантом предотвращения развития притоков воды в выработки соляного рудника как на стадии эксплуатации, так и на этапе проведения работ по консервации выработок отработанного шахтного поля. Отметим, что место и время появления «проблемных» областей развития притоков флюидов в пределах шахтного поля, как правило, непредсказуемо. В данной работе рассмотрены основные особенности строительства перемычек в горизонтальных выработках на соляных шахтах Германии. Строительство перемычек в вертикальных стволах является несколько иной задачей по технологии выполнения, конструктивные решения которой будут рассмотрены в других публикациях.

Строительство перемычек на соляных шахтах является сложной и многогранной проблемой, требующей глубокого и всестороннего анализа. В настоящее время разработано большое количество конструкций шахтных флюидоизолирующих перемычек, при этом только небольшое их число проверено на практике и только часть из возведенных перемычек по целому ряду причин успешно выполнили возложенные на них функции – изолировали приток флюидов в защищаемое пространство соляной шахты.

Одной из проблем выбора конструкции перемычки является отсутствие единого подхода к оценке имеющихся горно-геологических и горнотехнических условий, а также универсального решения по конструктивному выполнению несущих и изолирующих элементов перемычки. При этом именно выбор материалов, конструкции и технологии строительства перемычки в целом обуславливает эффективность возведения перемычки в каждом конкретном случае, а в будущем – успешность ее эксплуатации. Например, усадка материалов перемычки неизбежно приводит к образованию зазоров в кровле изолируемой выработки. В наилучшем варианте слоистость залегания горных пород должна быть согласована с телом перемычки (идеальным вариантом является тот, в котором перемычка установлена перпендикулярно слоистости). На практике перемычки устанавливают, как правило, параллельно слоистости, что облегчает

миграцию флюидов вокруг тела перемычки, даже при соблюдении всех технологических требований при строительстве.

Другой проблемой, с которой сталкиваются проектировщики, является оценка необходимого и достаточного срока эксплуатации перемычек, так как есть существенные отличия при выборе материалов для перемычки, эксплуатируемой несколько лет, и сооружений, срок работы которых (с учетом необходимости сохранения флюидоизолирующих свойств) может достигать несколько сотен лет (например, герметизирующие и флюидоизолирующие перемычки на хранилищах различного рода отходов в Германии проектируются на несколько тысяч лет, т.н. «вечность»).

Перечисленные проблемы и некоторые другие требуют проведения комплекса исследований, базой для которых должен стать имеющийся опыт успешной эксплуатации перемычек.

### **Принципы строительства флюидоизолирующих перемычек**

Выделим основные принципы, которые необходимо учитывать при строительстве флюидоизолирующих перемычек:

1) Перемычки необходимо располагать в участках выработок, имеющих наиболее низкую проницаемость. Правильный выбор места строительства в целом определяет эффективность возведения перемычки.

2) Материал перемычки следует выбирать в соответствии с естественной гидравлической проницаемостью вмещающих пород, а также типом выработок (горизонтальных, наклонных или вертикальных). Например, в горизонтальных выработках в ее кровле проницаемость, как правило, выше, чем в остальной части перемычки и зависит, в основном, от величины усадки материала. При этом проницаемость по кровле выработки с течением времени будет постоянно возрастать. В этом случае длина перемычки должна быть такой, чтобы обеспечить требуемый уровень миграции флюидов через тело перемычки. Если это требование не выполняется, то необходима разработка специальных мер для достижения необходимого уровня флюидоизоляции. Например, можно осуществить инъектирование зазора между кровлей и перемычкой материалами, прошедшими испытания на длительное сохранение необходимых свойств в массиве соляных горных пород.

3) Учет неоднородности залегания геологических пород играет решающую роль. Например, необходима оценка возможного кратчайшего пути миграции флюидов по геологическим неоднородностям в пределы выработок шахтного поля. Перемычка должна располагаться как можно дальше от геологических нарушений и неоднородностей в области устойчивых горных пород.

4) Большое значение имеют химические реакции различного рода между материалом перемычки и вмещающими породами. Все материалы необходимо выбирать с учетом коррозионной стойкости и долговечности в весьма агрессивной среде.

5) Для снижения проницаемости ослабленной зоны по контуру выработки ее контур необходимо тщательно подготовить (обобрать и расчистить). Данная операция при комбайновой проходке выработок, как правило, не требуется, так как контуры выработки не ослаблены взрывными работами.

6) Более высокий уровень безопасности эксплуатации перемычки достигается за счет тщательного возведения несущих и флюидоизолирующих элементов с неукоснительным соблюдением технологии строительства.

7) Конструкции перемычек должны быть простыми и надежными. Перемычки большой длины имеют приоритетное значение за счет увеличения уровня надежности изоляции.

### Примеры реализованных на практике конструкций перемычек

Известными и документально подтвержденными примерами перемычек являются:

- перемычка на шахте Леопольдсгалль – старейшая перемычка в истории горного дела, Германия [1];

- перемычка на шахте Хопэ, Германия [2];

- перемычка из солебетона на шахте Ассе, Германия [3];

- перемычка на калийном руднике Роканвилль, Канада (по литературным данным эта перемычка успешно работает под давлением флюидов в 9 МПа) [1];

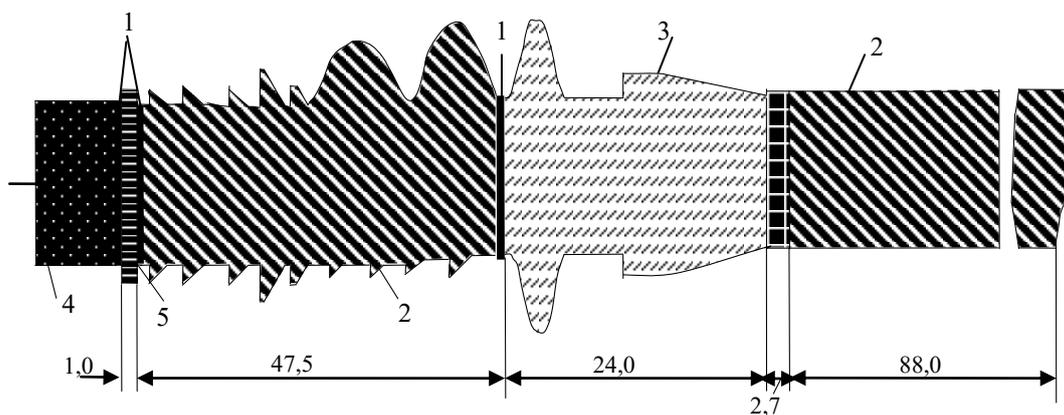
- перемычка Имменроде, отделяющая поля шахт Людвигсгалль/Имменроде и Зондерсхаузен, Германия [4];

- экспериментальная перемычка на шахте Зондерсхаузен, Германия [5];

- перемычка из магниезиального бетона на шахте Теутшенталь, Германия [6].

Отдельно отметим перемычки, предназначенные для предотвращения притоков воды в соляную шахту или часть шахтного поля. Это перемычки на шахте Ассе [7], специальные закладки в шахте Морслебен (проект ERAM) [8] и перемычки в районе южного Гарца [9]. Ниже приведены конструкции некоторых перемычек.

Перемычка на шахте Леопольдсгалль [1] была возведена в 1898 году для предотвращения затопления выработок шахты. Этот, один из наиболее старых реализованных способов герметизации выработок соляного рудника, приведен на рисунке 1. Площадь поперечного сечения выработки, в которой установили перемычку, составила 10 м<sup>2</sup>. Для возведения перемычки использовался клинкерный кирпич с различными связующими материалами. Между стенами из кладки клинкерного кирпича выполнили гидроизоляцию из асфальта. Перед возведением кирпичной кладки производили зачистку контура выработки. Перемычка была герметична в течение 20 лет до момента отработки запасов шахтного поля и закрытия предприятия. Данный вариант интересен комбинацией различных связующих материалов (цементных и магниезиальных) с асфальтом.



1 – слой асфальта (толщиной около 50 мм); 2 – герметизирующая часть перемычки (кладка из кирпича на растворе с магниезиальным вяжущим);

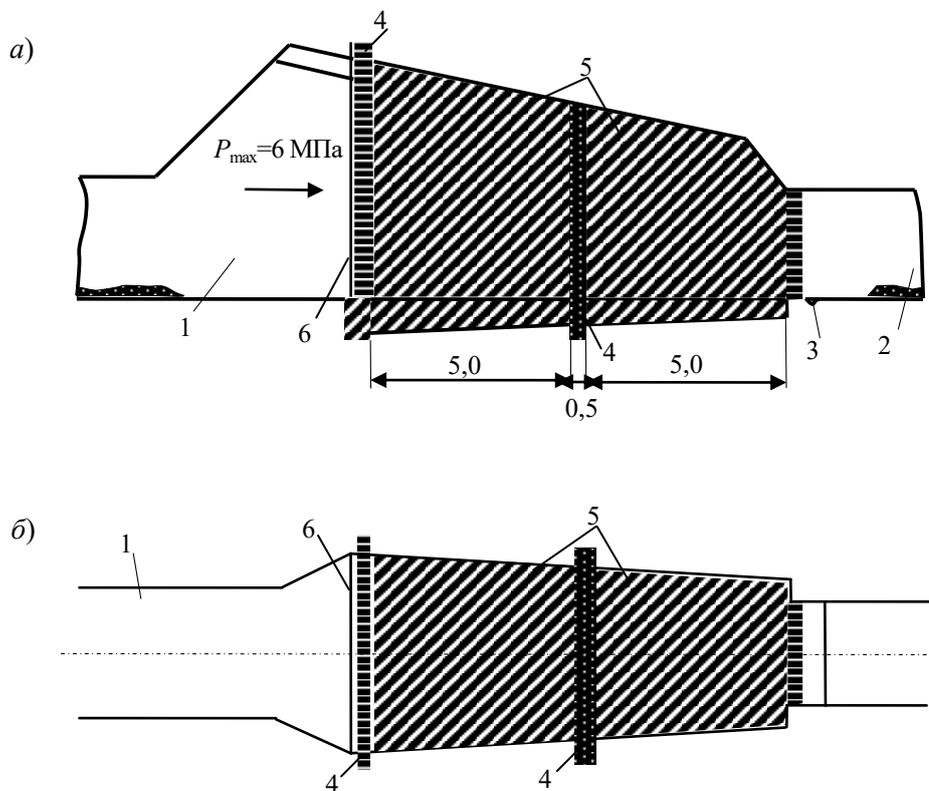
3 – несущая часть перемычки (кладка из кирпича на растворе из обычного цемента);

4 – засыпка из соли (для достижения состояния насыщения флюида);

5 – деревянный щит

**Рисунок 1 – Конструкция герметизирующей перемычки на шахте Леопольдсгалль (1898)**

Перемычка на шахте Хопэ [2]. Еще одним примером успешного возведения и использования перемычек является соляная шахта Хопэ, построенная на глубине 500 м в исследовательских целях (рисунок 2). После возведения перемычки произвели затопление выработки для исследования изолирующих свойств запроектированной конструкции. По проекту давление на перемычку может составлять до 6 МПа, а после затопления величина давления составила лишь 2,2 МПа. Перемычка выполнена из солебетона (цемент PZ 35 F с добавкой каменной соли). Внутреннее уплотнение произведено из асфальта (песка, смешанного с горячим битумом). Укрепление внешней стенки из битума произведено с помощью листов рифленой нержавеющей стали. По результатам длительного мониторинга протекание флюидов обнаружено не было, что позволило охарактеризовать данную конструкцию как успешную. Отметим, что мониторинг за процессом миграции флюидов через тело перемычки пришлось прекратить из-за несовершенства и отказа измерительных систем (1983 г.), так что достоверная количественная оценка данной конструкции перемычки с учетом фактора времени стала невозможной.

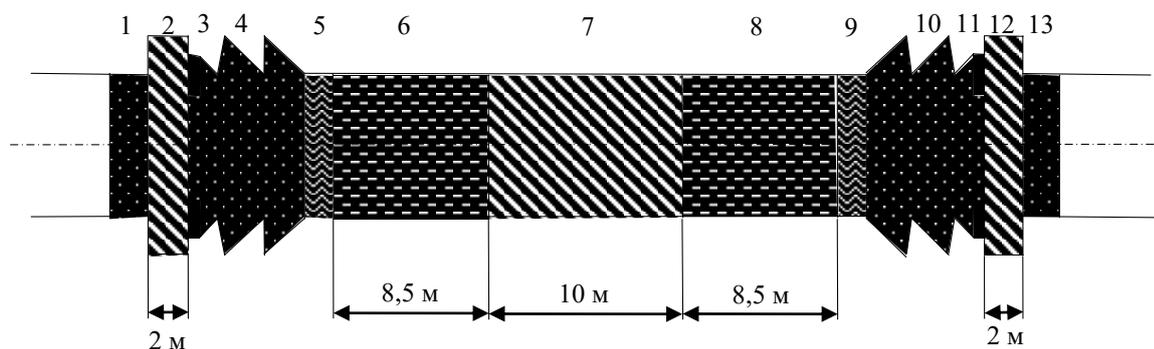


- a* – вертикальный разрез; *б* – план выработки;  
 1 – сторона притока флюидов; 2 – защищаемая часть выработки;  
 3 – зумпф для сбора флюидов, проникающих через тело перемычки;  
 4 – слои асфальта;  
 5 – солебетон; 6 – листы нержавеющей стали

**Рисунок 2 – Принципиальная схема герметизирующей перемычки на соляной шахте Хопэ (площадь сечения выработки 8 м<sup>2</sup>)**

На шахте Ассе была запланирована опытная система перемычек, которая так и не была построена полностью. Была реализована вспомогательная опорная конструкция из солебетона. С помощью этой конструкции после срока эксплуатации примерно 10 лет были получены ценные результаты о проницаемости швов на контакте с вмещающими породами (измеренный уровень проницаемости составил  $<10^{-18}$  м<sup>2</sup>), что указывает на способность каменной соли к самоуплотнению под действием сил горного давления [10].

Перемычка на соляном руднике Имменроде включает следующие элементы (рисунок 3): элементы 1-4 и 10-13 – быстродействующая временная гидроизоляция; 5-9 – основная гидроизоляция; 4, 10 – перемычки из солебетона с добавками песка и битумным защитным покрытием на внешней стороне; 2, 12 – гидроизоляция из бентонитовых блоков FS50 (50 % – песок) с кольцевыми уплотнениями 3 и 11; 7 – основные герметизирующие элементы из бентонитовых блоков FS50 и 6, 8 – основные герметизирующие элементы из бентонитовых блоков FS70 (70 % – песок); 5, 9 – переходные слои из гравия и песка. Конструкция симметричная, действующая к возможным нагрузкам с обеих сторон. Данная система была построена с профилактической целью изоляции соседних шахтных полей на случай прорыва воды или флюидов в любое из них. В настоящее время перемычка стоит в «сухом» виде.



**Рисунок 3 – Конструкция перемычки на соляном руднике Имменроде (2000)**

Исследовательская перемычка из магниезального бетона на шахте Теутшенталь. Данная перемычка была построена в рамках исследовательского проекта в калийных породах, содержащих кизерит и тахигидрит с использованием зубчатого опорного элемента. На строительство всей перемычки затрачено 471 тонн магниезального торкрет бетона. Проницаемость строительных материалов измерялась с помощью газа и насыщенных растворов  $\text{CaCl}_2$  и  $\text{MgCl}_2$  и составила  $<7 \cdot 10^{-18} \text{ м}^2$  (по данным, приведенным в работе [6]). В результате проведения эксперимента были сделаны выводы, что герметичность системы в целом определяется проницаемостью зоны контакта перемычки и ослабленной зоны пород вокруг выработки. Благоприятным обстоятельством для образования проницаемых зон является разложение карналлитовых пород из-за процесса выветривания. В данной перемычке зона контакта между магниезальным цементом и породами была инъецирована сразу двумя веществами: специальным двухкомпонентным битумом [11] и эпоксидными смолами низкой вязкости [12]. После инъекции проницаемость всей конструкции в окружающей породе, измеренная путем закачки газа, снизилась до величины  $3 \cdot 10^{-16} \text{ м}^2$  [13]. Дальнейшее снижение проницаемости ожидается за счет действия сил горного давления, которое сопровождается залечиванием трещин. Исследования перемычки в шахте Теутшенталь продолжаются в настоящее время учеными Фрайбергской горной академии, института горной механики г. Лейпцига (IfG) и фирмы IWeWa г. Фрайберга.

### **Материалы, используемые при строительстве перемычек**

Проведенный обзор опыта строительства перемычек показал, что в большинстве случаев используют следующие материалы:

- материалы, изготовленные из соляных пород;
- базальты;

- битумы и асфальты;
- бентониты;
- бетоны с наполнителем из твердых горных пород (бетоны, приготовленные на насыщенном рассоле каменной соли в каменносоляных рудниках, магнезиальные бетоны в калийных рудниках);
- солебетоны (в качестве заполнителя цементного раствора вместо песка используют каменную соль).

**Материалы, изготовленные из соляных пород.** С учетом агрессивности солей ко многим материалам для строительства перемычек на соляных шахтах используют материалы из соляных пород, естественные для окружающего соляного массива, гарантирующие долгосрочную устойчивость и сохранение свойств. Каменная соль может быть использована либо в насыпном виде, либо в виде блоков, выпиленных из массива соли, либо в виде брикетов. Для создания «протяженной» перемычки на исследовательском объекте в шахте Ассе использовали брикеты соли из соляной крошки в виде кирпичей [14]. Проектом было предусмотрено соединить эти брикеты цементным раствором на насыщенном растворе каменной соли и получить плотную перемычку, аналогичную по своим свойствам естественной преграде из соли. В опытной перемычке в шахте Зондерсхаузен были использованы такие же брикеты, но без использования связующего раствора, которые укладывались сухим способом в виде усеченных пирамид для возведения опорного элемента. Для долгосрочной изоляции в концепции перемычки проекта WIPP (опытный завод по изоляции отходов) в США используют как брикеты из каменной соли, так и блоки, вырезанные из соляного массива [15].

В натуральных условиях в настоящее время испытывают материалы, уплотняющиеся и упрочняющиеся под воздействием растворов солей (SVV – самоуплотняющаяся соляная закладка GRS [16]), отвердевающая соляная смесь («AISKRISTALL» DBE [17]), а также соледержащие материалы на основе сульфата кальция (исследования Клаустальского технического университета [18]).

**Базальты.** Длительный срок службы базальта с сохранением свойств в солях прослеживается по геологическим разрезам, в которых данные породы соседствуют в течение весьма продолжительных геологических периодов. Например, базальтовые включения в соли были обнаружены в регионе соляного бассейна Верра [19]. Базальты могут использоваться в виде гравия (щебня) или выпиленных блоков. Опорные элементы из базальтовых камней могут быть построены с помощью строительной кладки. При использовании клиновидных блоков можно существенно повысить несущую способность конструкции. В Институте горного дела и специального строительства Фрайбергской горной академии испытаны и определены физико-механические свойства базальтовых камней в подземных натуральных испытаниях. В связи с высокой стоимостью выпиленных базальтовых блоков дальнейшие исследования в этом направлении не проводятся. Альтернативой выпиленным блокам является переплавленный базальт [20], имеющий более низкую стоимость.

**Битумы и асфальты.** В горизонтальных горных выработках существуют проблемы применения битума и асфальта из-за их текучести и сильно выраженных реологических свойств. Из-за действия сил тяжести с высокой вероятностью может произойти расслоение и вытеснение жидкостями битумов из тела перемычки, так как плотность битумов меньше, чем рассолов. Поэтому битумы являются материалами, в целом непригодными для строительства горизонтальных перемычек. Единственными практически осуществленными вариантами использования битума для горизонтальных перемычек являются перемычки на шахте Леопольдсгалль и перемычки в шахте Хоппе [1]. В

дополнение к этим практическим примерам, есть и другие проекты и патенты, в настоящее время не проверенные практическими исследованиями, такие как:

- элементы с напорной камерой из битума [21];
- горизонтальная и вертикальная плотная укладка битумов / асфальтов различной плотности [22];
- новый метод строительства элементов из асфальтовых блоков с последующей гомогенизацией (расплавлением) [23] был реализован в пилотном проекте в шахте Теутенталь. Из-за технических проблем строительство данной перемычки не было завершено.

**Бентониты.** Долгосрочная стабильность бентонита в условиях соляных пород подтверждается наличием глинистых пропластков в соляных отложениях цехштейна [24]. В условиях горизонтальных горных выработок перемычки из бентонитовых блоков, спрессованных при высоком давлении, намного эффективнее использования бентонитовых сыпучих смесей. Крепь из бентонитовых блоков обладает более высокой жесткостью, чем уложенная на том же месте подвижная бентонитовая смесь. Компанией Preiss-Daimler Industries GmbH - Feuerfestwerke Wetro для строительства перемычки Зондерсхаузен и перемычки Имменроде были изготовлены блоки с содержанием бентонита от 30 % до 60 %. За счет этого была достигнута варьируемая эффективная плотность бентонита в блоке в интервале от 1,68 до 1,9 г/см<sup>3</sup>. В блоке марки FS50 с 50 % бентонита для кладки гидравлическая проводимость раствора NaCl составляет  $2 \cdot 10^{-11}$  м/с, а давление набухания при ограниченном расширении достигает 2 МПа. Если содержание бентонита увеличить до 60 % (марка FS40), то проницаемость кладки снижается в 5 раз и в 2 раза увеличивается давление набухания. В целом бентониты являются отличным материалом для строительства перемычек в каменной соли, а технология их использования достаточно проста. В настоящее время бентониты являются основным материалом для создания перемычек в каменной соли [25].

**Бетоны.** Долговечность бетона при «нормальных» условиях эксплуатации зависит прежде всего от его гидравлической проницаемости. В этом случае использование плотных (непроницаемых) бетонов для строительства перемычек является самым приемлемым. В условиях соляных месторождений для приготовления цементного раствора в качестве жидкости затворения используется насыщенный раствор NaCl. В качестве вяжущего используется шлаковый цемент, а в качестве заполнителя применяют песок. В связи с негативными изменениями, происходящими в цементной фазе при контакте с  $Mg^{2+}$  – и  $SO_4^2-$ , использование бетона, затворенного на рассоле, в среде калийных солей не рекомендуется. Долговременное поведение бетона в условиях агрессивных соляных пород определяется коррозией цементной фазы. Скорость коррозии фазы цементного теста сильно зависит от кинетических условий протекания реакции, зависящих в свою очередь от площади поверхности контакта жидкости и характера продуктов коррозии. Солевые растворы прежде всего контактируют с цементной фазой по микротрещинам, распространяющимся в цементную матрицу. Поэтому тяжелый плотный бетон, обладающий низкой проницаемостью, имеет наиболее высокое сопротивление агрессии рассолов. Образование трещин в бетоне и их рост также зависят от состава бетона и ряда технологических факторов, которые препятствуют возможности коррозии цементного камня и позволяют тому или иному типу бетона отвечать требованиям долгосрочной стабильности.

**Солебетоны.** Для бетона с солью в качестве заполнителя в дополнение к оценке коррозии фазы цементного теста требуется рассмотрение динамического равновесия между солью заполнителем и поступающим раствором солей. Это особенно актуально при использовании солей с отвала, т.к. в них могут содержаться примеси регентов от

обогащения. Классический солебетон состоит примерно из 18 % цемента и от 70 до 73 % каменной соли (фракцией 0-16 мм) и от 9 до 11 % насыщенного рассола каменной соли. В новых составах солебетон состоит примерно из 7,6 % цемента, 7,6 % золы, 71,0 % соли (фракция 0-2 мм) и 13,8 % воды [3, 26]. Состав использованных в подземном хранилище ядерных отходов Морслебен включает 39 % каменной соли, 15 % песка, 16 % молотого известняка, 16 % цемента и 14 % воды [27].

Основным преимуществом солебетона по сравнению с другими материалами для возведения перемычек является его хорошая пластичность. При использовании солебетона возникают проблемы на контакте с  $Mg^{2+}$  и  $SO_4^{2-}$ , поэтому использование солебетона в калийных рудниках, как уже отмечалось выше, не рекомендуется.

**Что лучше: заполнитель из солей или из твердой породы?** Из-за достаточно частого совместного использования этих материалов для приготовления растворов и бетонов, требуется тщательная оценка их преимуществ и недостатков. Преимущества использования твердой породы по сравнению с каменной солью может быть выражено в следующем виде: неизменно высокое качество заполнителя и существующие строительные нормы, имеющийся опыт строительной практики при работе с бетонными смесями, отсутствие неблагоприятных геохимических взаимодействий с солевым раствором (прежде всего краткосрочных), высокая прочность после затвердевания, высокий модуль упругости, снижение релаксации (ухода от напряжений) под действием нагрузки (за счет жестких включений), способствующее эффективному и более герметичному контакту перемычки и вмещающих пород. При длительной нагрузке за счет проявления ползучести материала нагрузка от массива горных пород может перераспределяться на разные участки перемычки. Соль в свою очередь, как заполнитель, позволяет уходить от нагрузки и перераспределять напряжения на цементную матрицу, в результате чего могут образовываться трещины, что в некоторых случаях приводит к отрицательным последствиям.

**Магнезиальные растворы и бетоны.** Магнезиальные строительные материалы в настоящее время достаточно широко используются в строительстве. Тем не менее, использование их для строительства перемычек затруднено из-за чувствительности материала системы  $MgO - MgCl_2/MgSO_4$ . В геохимической среде с высоким содержанием магния магнезиальные вяжущие являются химически стойким материалом и поэтому идеальным строительным материалом [28]. Магнезиальные вяжущие описаны еще в середине XIX века французским инженером Сорелем, который впервые предложил использовать их для нужд строительства. Поэтому долгое время бетоны на магнезиальном вяжущем называли бетоном Сореля. Магнезиальные вяжущие производятся из каустического магнезита, который получают обжигом магнезита или доломита. Затворенный водным раствором магниевых солей (сульфатом или хлоридом магния), каустический магнезит образует пластическую массу, обладающую вяжущими свойствами. Уникальность магнезиального вяжущего состоит в сочетании его высоких вяжущих свойств и совместимости практически с любыми видами заполнителей – как органического природного, так и искусственного происхождения. На основе магнезиального вяжущего получают цементный камень, который является твердым раствором солей сложного состава. Именно на основе магнезиальных вяжущих производят различные материалы с заранее заданными свойствами.

Свойства материалов, полученных на магнезиальном вяжущем, зависят от типа использованных наполнителей. Основные свойства, делающие магнезиальные вяжущие весьма перспективным материалом для возведения перемычек:

- высокая прочность. При этом прочность на изгиб превосходит бетоны в несколько раз без использования армирующих материалов;

- отличная атмосферостойкость – на уровне большинства традиционных строительных материалов;
- абсолютная маслостойкость и солестойкость. При воздействии масел, нефтепродуктов и рассолов материалы на магнезиальном вяжущем набирают дополнительную прочность;
- пожаробезопасность. При воздействии высоких температур отсутствует деструкция материалов и выделения каких-либо канцерогенных веществ;
- фунгицидность, бактерицидность и биоцидность. Материал не позволяет развиваться грибкам и бактериям, а горько-соленый вкус бишофита препятствует появлению грызунов или насекомых;
- низкая диэлектрическая проницаемость и электропроводность. Причем это качество стабильно во времени и практически не зависит от влажности окружающей среды. Поверхности конструкций из магнезита не электризуются и исключают образование искр;
- магнезиальное вяжущее и изделия на его основе являются экологически безопасными;
- консервирующие свойства магнезиального вяжущего позволяют применять даже токсичные заполнители при производстве работ. При этом сооружения будут иметь фон, удовлетворяющий санитарным нормам;
- значительное количество химически связанной воды в магнезиальном цементном камне делает магнезиальные бетоны лучшими из существующих бетонов для биологической защиты от радиационного излучения.

### Выводы

Проведенный обзор показал, что создание перемычек в соляных шахтах является сложной и многогранной проблемой, решение которой требует индивидуального подхода в каждом случае. При этом существующие технологии и материалы позволяют обеспечить надежную изоляцию участков с флюидо- и рассолопроявлениями от обрабатываемого шахтного поля в течение требуемого срока.

### Список использованных источников

1. **Sitz, P.** Verschlussbauwerke für aktive und stillgelegte Bergwerke, untertägige Deponien, Endlager und Speicherbergwerke – Praktische Erfahrungen, Forschungsergebnisse und offene Fragen. «Verschlussmaßnahmen für untertägige Entsorgungseinrichtungen – Kenntnisstand, offene Fragen, FuE-Bedarf» Braunschweig 25./26. März 2004. Tagungsband S. 1-36.
2. **Fischle, W.R.** Untersuchungen an einem Abschlussbauwerk im Kalisalzbergwerk Hope / W.R. Fischle, K. Schwieger // Kali und Steinsalz. – 1987. – № 11. – S. 380-387.
3. Müller-Hoeppe, N.; Mauke, R.; Wollrath, J.: Repository Seal Requirements and Design. Engineered Barrier Systems (EBS): Design Requirements and Constraints. Workshop Proceedings, Turku, Finland, 26-29 August 2003, OECD 2004, NEA Nr. 4548, p. 101-127.
4. Handke, N.; Leuschner, J.; Bodenstern, J.; Maelzer, K.; Sitz, P.; Gruner, M.; Springer, H. Langzeitfunktionstüchtiger Streckenverschluß aus kompaktiertem Bentonit im Bergwerk Sondershausen / H.-J. Aland [u and.] // Kali und Steinsalz 12 (1999) Nr. 9, S. 24-29 & Geotechnik 22 (1999) Nr. 1, S. 56-62.
5. Sitz, P.; Koch, G.; Gruner, M. Results from the large scale in situ drift sealing experiment in the salt mine Sondershausen. International Meeting «Clays in natural and engineered

barriers for radioactive waste confinement» – Reims, December 9-12, 2002. In Experiments in Underground Laboratories: Science and Technology Series, ANDRA, p. 28-35.

6. Priestel, U.; Gruner, M.; Kudla, W. Entwicklung und Einsatz von MgO-Beton als Spritzbeton für die Errichtung von langzeitstabilen Verschlussbauwerken im leichtlöslichen Salzgestein. Tagung Bauchemie, Energie und Nachhaltigkeit im Bauwesen. Freiberg, 8.-9. Oktober 2009. GDCh-Monographie, Bd. 41, S. 73-80.

7. **Kappai, G.** 100 Jahre Schachtanlage Asse II, Stationen eines Bergwerks. Kali und Steinsalz (2007) Nr. 1, S. 26-41.

8. Köster, R.; Laske, D.; Maiwald-Rietmann, H.-U. Eignung von Salzbeton als Versatzmaterial für ein Endlagerbergwerk. Glückauf 138 (2002) Nr. 10, S. 498-504.

9. **Bodenstein, J.** Versatz und Flutung – Strategien zur Gefahrenabwehr im Salzbergbau. Vortrag zum Geotechnische Seminar, Freiberg, 19.12.2003.

10. Mauke, R.; Schmidt, H. Untersuchung der Kontaktzone am Asse-Vordamm, Darstellung und Bewertung der Ergebnisse. Vortrag zum 2. Fachgespräch «Geophysik und Barriersysteme». 26. November 2003.

11. Kawka, A.; Gruner, M.; Sitz, P.; Knoll, P. Verfahren und Zusammensetzung zum Abdichten von Strecken im Bergbau und/oder eines Baukörpers. Patentschrift DE 10 2005 009 036 B3, veröffentlicht 16.03.2006.

12. **Kaledin, O.** Abdichtung und Verfestigung der konturnahen Auflockerungszone beim Errichten von Verschlussbauwerken im Carnallitgestein unter Verwendung von Kunststoffinjektionen. Dissertation, TU Bergakademie Freiberg, Institut für Bergbau und Spezialtiefbau, 2008

13. IBWa – Ingenieurpartnerschaft für Bergbau, Wasser- und Deponietechnik. D09599 Freiberg.

14. Stockmann, N.; Schmidt, M.; Dürr, K.; Walter, F. Querschnittsabdichtung im Salz. Patentschrift DE 4130658 C2, 16.09.1993.

15. Van Sambeek, L.L.; Luo, D.D.; Lin, M.S.; Ostrowski, W.; Qyenuga, D. Seal design alternatives study. SAND92 –7340. Sandia National Laboratories Albuquerque, New Mexico, 1993.

16. **Herbert, H.-J.** Selbstverheilender Salzversatz (SVV), Chemisch-Mineralogische Grundlagen. «Verschlussmaßnahmen für untertägige Entsorgungseinrichtungen – Kenntnissstand, offene Fragen, FuE-Bedarf» Braunschweig 25./26. März 2004. Tagungsband S. 37-56.

17. Engelhardt, H.-J.; Amelung, P. Abdichtung von Wegsamkeiten im Carnallit mit kristallisierenden Evaporitmineralen (AISKRISTALL). Vortrag zum Fachgespräch «Verschlussmaßnahmen für untertägige Entsorgungseinrichtungen», Teutschenthal, 13./14. Oktober 2005, Tagungsband S. 377-400.

18. **Mischo, H.** Untersuchungen an Baustoffen auf Steinsalz-Anhydrit-Basis für Dammbauwerke im Salzgebirge. Dissertation an der TU Clausthal, Shaker Verlag – Aachen (2002).

19. **Knipping, B.** Natürliche Analoga zur Beurteilung der Langzeitsicherheit von Untergrund-Deponien in Evaporiten: Stofftransporte und Immobilität spezifischer Komponenten am Kontakt Basalt/Salzgestein. Sammlung der Vorträge anlässlich des Workshops Natürliche Analoga zur Endlagerung radioaktiver Abfälle. 4./5. November 1993, Kernforschungszentrum Karlsruhe KfK 5323, S. 111-140.

20. **Fliß, Th.** Entwicklung eines Algorithmus zum Entwurf und zur Abschätzung der mehraxialen Beanspruchungen von Mauerwerksverbänden unter Berücksichtigung der Langzeitstabilität, sowie Bestimmung der Verbandsparameter. Dissertation, TU Bergakademie Freiberg, 2003.

---

21. **Schrimpf, Chr.** Verfahren und Vorrichtung zum Abdichten von Dammbauwerken in untertägigen Strecken, insbesondere im Salzgebirge. Patentschrift DE 3427978 C1. DBE Peine, veröff. 15.5.1985

22. Sitz, P.; Köckritz, V.; Krakau, U.; Marggraf, P.; Kaiser, H. Hydraulisches Dichtsystem. Patentschrift DD 289316, veröff. 25.4.1991.

23. Glaubach, U.; Gruner, M.; Kudla, W. Formstabile Blöcke zum Abdichten von Strecken im Salzgestein sowie Einbauverfahren hierfür. Patentschrift DE 10 2006 059 478 B3, veröffentlicht 21.2.2008.

24. Gruner, M.; Elert, K.-H.; Schwandt, A.; Sitz, P.: Salztön – natürliches Analogon für Bentonitdichtelemente im Salinar. Kali und Steinsalz (2003) Nr. 2, S. 12-17.

25. **Gruner, M.** Einsatz von Bentonit im Entsorgungsbergbau. Bergbau - Zeitschrift für Rohstoffgewinnung, Energie, Umwelt (2010) Nr. 9, S. 394-402.

26. **Engelmann, H.-J.** Mechanisches Verhalten von Salzbeton unter Berücksichtigung des Einsatzes als Dammbaumaterial in einem Endlagerbergwerk. Dissertation TU Berlin (1989) D83.

27. Laumert, G.; Kronemann, H.; Siemann, M. Verfüllung im Zentralteil des Endlagers für radioaktive Abfälle Morsleben (ERAM). Glückauf 147 (2011) Nr. 4/5, S. 159-164.

28. Freyer, D.; Voigt, W. Anforderungen an Baustoffe im Salinar: Bindemittelphasen des MgO-Baustoffs für den Einsatz im Kalisalz. Tagung Bauchemie, Energie und Nachhaltigkeit im Bauwesen. Freiberg, 8.-9. Oktober 2009. GDCh-Monographie, Bd. 41 (2009) S. 67-72.

---

**Gruner M.G., Moser S.P.**

### **Experience of manufacturing and field usage of fluid isolating seals in salt mines**

*A list of reference links concerning combating with inflow of water in salt mines ways by development of fluid isolating bratticing is given. Bratticing constructional characteristics and description of materials used by their manufacturing is given.*

Поступила в редакцию 03.04.2012 г.

УДК 539.4.015

## О НАДЕЖНОСТИ ОЦЕНКИ ФИЗИЧЕСКИХ СВОЙСТВ ВОДОЗАЩИТНОЙ ТОЛЩИ ПРИ ПОДЗЕМНОЙ РАЗРАБОТКЕ СОЛЕЙ

Осипов С.Н., Смычник Е.А., Шваб Р.Г. (ОАО «Белгорхимпром», г. Минск, Беларусь)

*Приведен анализ стохастических процессов разрушения пород и надежности оценки их прочностных свойств. Большие колебания прочностных свойств пород по шахтному полю требуют совершенствования методики оценки водозащитных параметров междупластья.*

*Показано влияние времени действия нагрузки и пластических свойств породы на процесс деформации и разрушения, что особенно характерно для глин.*

### Введение

Как показывает вековой опыт эксплуатации более сотни соляных рудников, из которых большинство отработано в Германии, в случае наличия в кровле водоносного горизонта около 20-25 % рудников оказались затоплены, что определяет надежность инженерной оценки параметров водозащитной толщи в размере 75-80 %. С учетом высокой стоимости калийного рудника (более  $10^9$  долларов США) проблема повышения надежности оценки водозащитной толщи (ВЗТ) должна быть признана первоочередной.

В этой проблеме важное значение имеют пластические свойства пород и стохастические особенности их разрушения. Изучение этих свойств пород позволит повысить надежность инженерной оценки параметров водозащитной толщи.

### Некоторые стохастические особенности породного массива и пластичности пород

Особый интерес представляет монография В.Т. Глушко и С.П. Гавеля [1], в которой приведены результаты исследований статистических характеристик значений прочности горных пород. Изменчивость прочностных свойств горных пород обусловлена, с одной стороны, естественным разбросом, особенно при композитной структуре осадочных пород, а с другой – за счет погрешностей испытаний и методик опробования. При этом средние значения являются не наиболее вероятными значениями прочности, а средними плотностей распределения вероятностей. Определено [1], что увеличение степени разброса в 2 раза приводит к уменьшению минимальных значений прочности породы и соответственно к уменьшению ее надежности в 2-5 раз.

Некоторые авторы [2] утверждают, что величина допустимой относительной погрешности для исследовательских работ составляет 8-12 %, а для производственных целей – 20-30 %. Надежность выводов и решений для производственных целей необходимо обеспечить [1] в размере  $N = 0,80$ ; для производственно-исследовательских работ –  $N = 0,90$ ; для лабораторных исследований –  $N \geq 0,95$ . При этом для нормального распределения значений величины использования необходимых коэффициентов надежности составляют: 1,28 при  $N = 0,80$ ; 1,64 при  $N = 0,90$  и 1,96 при  $N = 0,95$ .

Здесь необходимо отметить, что согласно утверждению П.В. Новицкого и И.А. Зорграфа [3] в работе П.В. Новицкого [4] было показано, что среди различных произвольно назначаемых значений доверительной вероятности есть одно значение, обладающее уникальным свойством. Оказывается, что интегральные кривые для широ-

кого класса симметричных, высокоэнтропийных распределений (равномерного, треугольного, трапецеидального, нормального, экспоненциального с показателем степени  $\alpha \geq 2/3$  и даже двухмодальных с небольшой глубиной антимодальности) в области 0,05-й и 0,95-й квантилей пересекаются между собой в очень узком интервале значений  $x/\sigma = 1,6 \pm 0,05$ . Поэтому с погрешностью в  $0,05\sigma$  можно считать, что 0,05-й и 0,95-й квантили для любых из этих распределений могут быть определены как  $X_{0,05} = \bar{X} - 1,6\sigma$  и  $X_{0,95} = \bar{X} + 1,6\sigma$ , где  $\bar{X}$  – координата центра распределения. При односторонней надежности  $F(x) > 0,95$ , т.е. при  $P_d > 0,9$  интегральные кривые для разных законов распределения резко расходятся между собой.

Необходимо отметить, что огромные материальные убытки (более  $10^9$  долларов США) в случае затопления только одного современного калийного рудника и повышенная вероятность последовательного затопления других рудников данного месторождения заставляют перейти от современного примерно 80 % уровня надежности проектных и производственных решений по защите горных выработок от затоплений хотя бы к 95 % уровню надежности, то есть снизить вероятность затопления в 4 раза с 20 до 5 %.

Проблемы водозащиты горных выработок соляных рудников наряду с общими по сравнению с разработкой нерастворимых полезных ископаемых обладают двумя существенными отличиями. Первой является растворимость соли в воде или ненасыщенном рассоле, в результате чего без преобладающего воздействия процессов «залечивания» каналов поступления  $H_2O$  водопроводящие каналы будут расширяться, и проникновение  $H_2O$  увеличится. Второе отличие заключается в высокой пластичности во времени солей и некоторых соленосных пород, что существенно влияет на процессы трещинообразования.

Коэффициенты вариации значений прочности на сжатие  $K_{всж}$  для исследованных песчаников, алевролитов и аргиллитов по пробе составляют соответственно 6-18, 10-23 и 10-23 %, а на растяжение соответственно 6-20, 11-30 и 13-32 % [1]. По участку или шахтному полю значение коэффициента вариации  $K_v$  прочности пород угольных месторождений при сжатии может увеличиться до 60 %, а при растяжении – до 80 % [1].

Такие высокие значения  $K_v$  в значительной мере обесценивают практические результаты расчетов, основанные на определении прочностных свойств пород вдали от расчетного места даже в пределах шахтного поля.

Для обеспечения необходимой надежности результатов расчетов большое значение имеет статистическое распределение значений прочности. Как показывает статистический анализ 129 эмпирических распределений различных прочностных характеристик [1], им присущи следующие характерные особенности: кривые распределения в большинстве случаев имеют одну вершину, часто несимметричны относительно своего среднего значения и имеют разброс от 10 до 60 % и даже больше; распределения имеют левую крайнюю точку, представляющую минимальное значение для данного материала; коэффициент эксцесса в 75 % случаев существенно отличается от нормального распределения; иногда встречаются гистограммы с несколькими максимумами, что свидетельствует о неоднородности выборки, или другими погрешностями. Так установлено [5], что технические измерения являются «засоренными» аномальными наблюдениями до 10 %, а производственные – до 20 %.

К сожалению, аналогичные исследования статистических характеристик значений прочности горных пород соляных месторождений пока не проведены, хотя вопросу основных физико-механических свойств пород и руд Старобинского месторождения калийных солей посвящено несколько опубликованных работ [6, 7].

Интересно отметить, что большинство плотностей распределения значений содержания СН<sub>4</sub> в исходящих струях очистных забоев, участков и шахт Донбасса вполне удовлетворительно соответствует нормальному закону [8].

Некоторое представление о возможных колебаниях значений максимальных горизонтальных деформаций в границах мульд сдвижений пород при подработке можно получить при сравнении формул академика С.П. Авершина приведенных в [9] и рекомендованных для обычных случаев:

$$\varepsilon_{\max} = 3K_{\text{н}}\eta_{\max} / z^2 \quad (1)$$

и для особо ответственных задач:

$$\varepsilon_{\max} = 6,3K_{\text{н}}\eta_{\max} / z^2, \quad (2)$$

где  $\varepsilon_{\max}$  – максимальные горизонтальные деформации;

$K_{\text{н}} = (0,15 - 0,18)H$  – коэффициент, м;

$\eta_{\max}$  – максимальное оседание, м;

$z$  – длина полумульды, определяемая по граничному углу, м;

$H$  – расстояние от разрабатываемого пласта до расчетного горизонта, м.

Как видно из приведенных формул, они отличаются в 2,1 раза. Если в формуле (1) надежность расчета принималась порядка  $0,8 \div 0,85$  (при плотности распределения близкой к нормальному), то особо ответственная задача должна соответствовать дополнительному количеству стандартных отклонений. В этом случае при среднем значении  $\bar{\varepsilon}_{\max} = 2,5K_{\text{в}}\eta_{\max} / z^2$  и  $K_{\text{в}} = (6,3 - \bar{\varepsilon}_{\max}) / 3$   $\bar{\varepsilon}_{\max} \approx 0,51$ , что на фоне приведенных значений  $K_{\text{в}}$  для разброса прочностных характеристик горных пород выглядит вполне правдоподобным. Так, по данным [6] коэффициенты вариации значений пределов прочности на одноосное сжатие мергеля и доломита из покровной толщи Старобинского месторождения калийных солей составили соответственно 44 и 45 %.

При опускании слоистых породных массивов неравномерность распределения нагрузок возникает постоянно не только вследствие действия опорного давления, но также в результате стохастической изменчивости физических свойств горных пород и геометрии их примыкания по плоскостям наложения. Последнее может приводить к неравномерности зажатия отдельных участков пород, что, в свою очередь, может способствовать образованию крупных зияющих водопроводящих трещин, которые не могут закрываться даже в глинистых породах за счет их набухания при контакте с водой.

Сравнивая методики определения свойств материала, предлагаемые С.Н. Леоновичем [10] и Б.Г. Холодарь [11], необходимо отметить и разную идеологическую основу. Если методика С.Н. Леоновича использует детерминированный подход, то Б.Г. Холодарь в значительной мере использует стохастический подход. Повидимому, наиболее важные теоретические и практические результаты можно ожидать от рационального совместного использования детерминированной и стохастической моделей.

Обычно при компьютерном моделировании и расчете напряженно-деформированного состояния подработанного массива горных пород выделяют несколько областей (слоев), находящихся в различно деформированном состоянии [12].

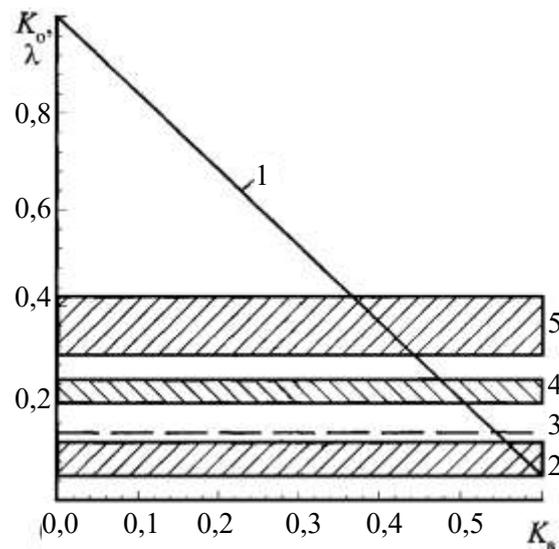
Для обеспечения 95 % надежности при определении расчетных минимальных (ослабленных) значений прочности можно использовать коэффициент  $K_0 = 1 - tK_{\text{в}}$ ,

где  $t$  – показатель надежности, равный  $t = 1,6$  [3]. В таком случае при  $K_b = 0,43$   $K_o = 0,31$ , а при  $K_b = 0,3$   $K_o = 0,52$ , т.е. расчетную прочность пород на одноосное сжатие следует принимать в 2-3 раза меньше средней величины.

Особый интерес для эффективной водозащиты представляет структура и прочность подработанного массива. Изучение структуры подработанного массива по заложенным в скважины реперам и перископам наблюдения в горных выработках, пройденных в подработанном массиве, исследования на моделях дают весьма приближенную информацию о структуре массива и тем более его прочности. Наиболее информативными представляются натурные исследования, проведенные на Коркинском бурогольном месторождении, где длинными столбами по простиранию с полным обрушением кровли подработаны северный и восточный борта карьера, а южный и западный остались в первоначальном природном состоянии [13]. Как показали эти исследования, слоистость пород выражена весьма четко, а интенсивность трещин больше в аргиллитах и алевролитах (глиносодержащие породы), чем в песчаниках; размеры структурных блоков в аргиллитах и алевролитах колеблются от  $0,15 \times 0,20$  (30 %) до  $0,5 \times 1,0$  м (70 %), в песчаниках – от  $0,3 \times 0,4$  (20 %) до  $1,0 \times 2,0$  м (20 %) при среднем размере  $0,5 \times 1,0$  м (60 %). В зоне трещинообразования подработанный массив визуально мало отличается от неподработанного. Слоистость пород сохраняется полностью, но наблюдается более интенсивная трещиноватость. Здесь в алевролите раскрытие трещин составляет от волосьяных (15 %) до 2 см (25 %) при среднем размере 0,7 см.

Коэффициент структурного ослабления  $\lambda = K_m / K_k$  ( $K_m$  – величина сцепления в массиве и  $K_k$  – то же в образцах) массива по сравнению с образцами существенно зависит от подработки. Так, для аргиллитов и алевролитов коэффициент структурного ослабления составил  $\lambda = 0,30 - 0,42$  [13], т.е. прочность в массиве всего в 2-3 раза меньше прочности в куске. В зоне трещин  $\lambda = 0,056 - 0,121$  для аргиллитов и  $\lambda = 0,068 - 0,148$  для алевролитов при среднем значении  $\lambda = 0,12$ , что в 2,5-3,5 раза меньше неподработанного массива. В зоне плавного прогиба коэффициент структурного ослабления составляет  $\lambda = 0,20 - 0,25$ , что уже в 1,5-2,0 раза меньше неподработанного массива. Для сравнения величин уменьшения расчетной прочности пород на сжатие с учетом  $K_b$  и коэффициентов структурного ослабления на рисунке 1 приведены зависимость  $K_o = f(K_b)$  при  $t = 1,6$  (прямая 1) и зоны значений  $\lambda$  для области трещиноватости подработанной толщи аргиллитов (2) и алевролитов (3), области прогиба этих же пород (4), а также неподработанных этих же пород (5).

Как видно из приведенных данных (рисунок 1), расчетное уменьшение величин прочностей пород на одноосное сжатие при  $K_b > 0,35$  соответствует коэффициентам структурного ослабления неподработанного породного массива, а при  $K_b > 0,45$  – подработанного породного массива. Поэтому оценка надежности расчета устойчивости ВЗТ требует проведения специальных исследований.



- 1 – зависимость  $K_0 = f(K_b)$ ; 2 – зона коэффициентов структурного ослабления подработанных пород в области трещинообразования для аргиллитов;  
 3 – то же для алевролитов;  
 4 – то же в области плавного прогиба для аргиллитов и алевролитов;  
 5 – то же для неподработанных пород

**Рисунок 1 – Зависимость расчетного ослабления прочности пород от  $K_b$  и условий подработки**

Использованная Б.Г. Холодарь аналитическая модель разрушения [11] не предусматривает возможности релаксации различных повреждений внутренней структуры материала под действием определенного вида и уровня нагрузок. Однако в этом отношении показательны результаты исследований, приведенные в табличном виде в монографии С.С. Вялова [14] для каолина. Вопросы релаксации повреждений структуры бетона рассмотрены также С.Н. Леоновичем [10].

Особый интерес для обеспечения горных выработок от затопления представляют отложения глин и глинистых пород (сланцев и др.) в подработанной толще пород. Поэтому анализ различных (прочностных, пластических, физико-химических и др.) свойств глин и глиносодержащих пород представляет большой практический интерес.

При исследовании весьма пластичного каолина с влажностью  $W = 40\%$  для оценки изменения структуры в процессе деформирования установлено [14], что в исходном состоянии при отсутствии нагрузки (напряжение  $\sigma = 0$ ) степень поврежденности материала составляла  $\omega_0 = 24,1\%$ . Создание напряжения  $\sigma = (7,5 - 9,1)$  кПа привело к уменьшению поврежденности структуры до средней величины  $\omega = 21,4$  при значении для отдельных образцов  $\omega_c = (20,3 - 23,1)\%$ . При этом наблюдалась затухающая ползучесть при отсутствии преобладающей ориентации частиц, уменьшилось количество дефектов структуры по сравнению с исходным состоянием. Микротрещины стремятся сомкнуться, а полости и пустоты – сжаться и вытянуться в направлении сдвига. Происходит уплотнение с образованием новых межчастичных связей взамен нарушенных. При этом дефекты структуры в основном уменьшаются в начальный период деформирования, соответствующий наиболее интенсивному росту деформаций. В одном из опытов степень поврежденности при ее начальном значении  $\omega_0 = 25\%$  уменьшилась до  $22\%$  через 2 суток после начала испытания при затухающей ползучести и до  $20\%$  после 6 суток.

Необходимо отметить, что «залечивание» микротрещин и улучшение структуры материала, например, для ручных стальных кос известно давно. Для этого лезвия старых много поработавших кос «отбивали» ударами молотка, что улучшало их качество. Полезность применения «наклепа» для качества даже холодного металла известна очень давно.

При установившейся деформации каолина, которая возникает при  $\sigma = (10,0 - 13,3)$  кПа, средняя степень поврежденности структуры достигает  $\varpi = 34,4\%$  с зоной разброса  $\omega_i = (27 - 35)\%$ . Одновременно появляется преобладающая ориентация частиц в размере  $g = (18,4 - 41,1)\%$ .

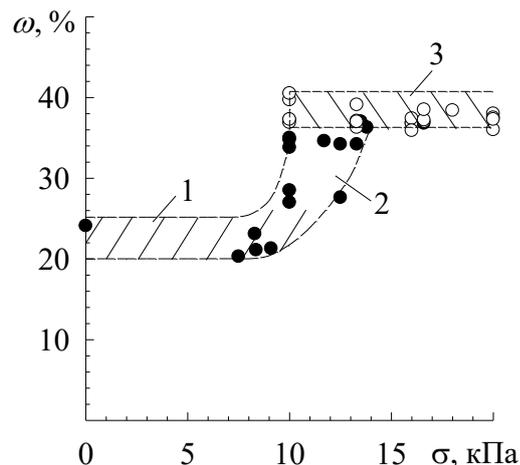
При прогрессирующей деформации  $\tau_p$  каолина средняя степень поврежденности по данным [14] и их анализе [17] достигает  $\varpi = 36,9\%$  при  $\omega_i = (36,3 - 37,2)\%$  (рисунок 2), а степень ориентации частиц от 65,8% до нуля, что зависит от продолжительности воздействия напряжений в каолине. При относительно медленном разрушении каолина степень поврежденности превышает 37,2%. Если разрушение каолина происходит быстро, переориентация частиц зачастую не успевает произойти и структура практически не меняется. Однако микро- и макротрещины образуются даже в этом случае и, например, при разрушении за 0,03 часа степень поврежденности увеличилась с 24,1 до 36%.

При прогрессирующей деформации время выхода на лавинообразное разрушение образцов каолина  $\tau_p$  сильно зависит от величины напряжения (рисунок 3).

Использование 6-ти значений из  $\lg \tau_p = f(\sigma)$ , приведенных в [14], дает линейную зависимость вида:

$$\lg \tau_p = a_3 - v\sigma, \quad (3)$$

где  $a_3$  и  $v$  – эмпирические коэффициенты,  $a_3 = 9,34$  и  $v = 6,5$  при  $\sigma$  в кПа и  $\tau_p$  в час.

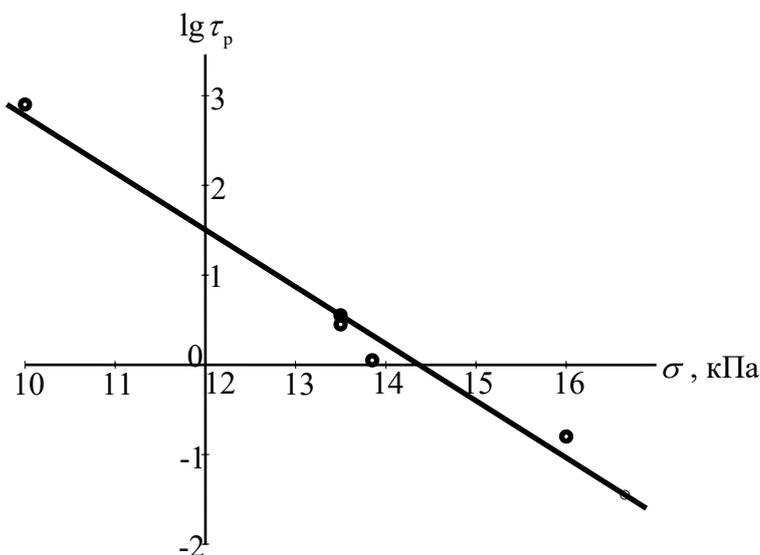


1 – зона затухающей деформации; 2 – зона установившегося и прогрессирующего течения;  
3 – зона итогового разрушения;

сплошные точки (●) – отсутствие разрушения; полые точки (○) – разрушение

**Рисунок 2 – Влияние напряжения каолиновой массы на степень поврежденности структуры**

Эта эмпирическая зависимость имеет весьма тесную корреляционную связь (корреляционное отношение  $r = 0,99$ ) и небольшую величину относительного коэффициента вариации ( $K_{в0} = 12,5\%$ ). Здесь необходимо отметить, что при увеличении напряжения в 1,7 раза (с 10 до 17 кПа) время перехода к разрушающей деформации уменьшается примерно на 3 порядка (рисунок 3). При этом, конечно, нужно учитывать также физические особенности пластических глинистых материалов.



**Рисунок 3 – Зависимость логарифма продолжительности перехода образцов каолиновой массы к разрушению от действия напряжений. Точки – результаты экспериментов**

Значения степени поврежденности структуры каолина в момент разрушения составляли  $\omega_p = (35,9 - 40,5)\%$  при среднем значении  $\varpi = 37,5\%$ , т.е. всего на 0,6% больше по сравнению со средним значением при прогрессирующей деформации, которая практически является началом процесса разрушения. Для юрской глины [14] с влажностью  $W = 32\%$  степень поврежденности структуры в момент разрушения составляла  $\omega_i = (39,6 - 43,0)\%$  при среднем значении  $\varpi = 40,9\%$ .

Для оценки уровней разброса значений величин повреждений  $\omega_i$  при разрушении каолиновой массы под действием разных напряжений (10-16 кПа и 16,6-20 кПа) произведено определение среднеквадратических отклонений  $\lambda$  и коэффициентов вариации  $K_v$ . Как показывают расчеты, при  $\sigma = 13$  кПа  $\lambda = 1,39\%$  и  $K_v = 4\%$  при 12 экспериментах и  $\varpi = 37,5\%$ . При  $\sigma = 18,3$  кПа, т.е. при напряжении в 1,4 раза больших,  $\lambda = 0,82\%$  и  $K_v = 2,2\%$ , что примерно в 1,8 раза меньше по сравнению с предыдущим случаем. Таким образом, увеличение напряженности каолиновой массы приводит к уменьшению разброса критических величин ее поврежденности.

Для юрской глины при напряжении  $\sigma_i = 41,6 - 55,0$  кПа среднеквадратическое отклонение (8 значений) составляет  $\lambda = 1,18\%$  при коэффициенте вариации  $K_v = 2,9\%$ , что соответствует уровню разброса значений каолиновой массы.

При установившемся режиме деформации каолиновой массы и  $\varpi = 32,2\%$  среднеквадратическое отклонение составило  $\lambda = 3,4\%$ , а  $K_v = 10,5\%$ , что существенно

больше по сравнению с режимом быстрого разрушения. Таким образом, для разрушения каолиновой и юрской глин определен сравнительно узкий (по сравнению с поликристаллическим цинком [11]) коридор разброса величин поврежденности структуры, который также существенно уменьшается при переходе от установившейся деформации к режиму быстрого разрушения.

Сравнение условий разрушения поликристаллического цинка, бетона и глин показывает, что с ростом пластичности материала в этом случае требуется увеличение уровня поврежденности структуры. Так, для поликристаллического цинка [11] уровень начала разрушения соответствует поврежденности структуры примерно  $\omega_0 = 0,2 - 0,22$ . Для бетона [10] при общей пористости более 25-30 % ( $\omega_0 > 0,25 - 0,3$ ) материал теряет прочность. Для каолиновой массы разрушение может происходить уже при  $\omega = 0,36$  (36 % поврежденности структуры), для юрской глины – при  $\omega \geq 0,396$  (39,6 %).

Хотя приведенных примеров маловато, но общая тенденция вполне понятна и физически достаточно обоснована, так как с повышением пластичности материала увеличивается возможность релаксации повреждений внутренней структуры.

Как видно из рисунка 2, на котором графически представлены табличные данные, приведенные в [14], процесс изменения поврежденности структуры каолиновой массы под действием напряжений можно разделить на 3 зоны.

Первая зона соответствует затухающей деформации каолиновой массы, которая происходит при напряжении до  $\sigma \leq 9,0 - 9,5$  кПа. Вторая зона соответствует установившейся и прогрессирующей деформациям, что происходит при  $\sigma > 9,0$  кПа. Переход от установившейся к прогрессирующей деформации в значительной мере зависит от продолжительности действия и величины напряжений. Поэтому вторая зона имеет своеобразный вид и в 2-3 раза растянута по степени поврежденности структуры каолиновой массы по сравнению с зонами затухающей деформации и итогового разрушения. Третья зона соответствует итоговому разрушению каолина и начинается при  $\sigma \geq 10,0$  кПа. Ширина этой зоны относительно невелика и примерно соответствует первой зоне.

Индивидуальные свойства глинистых, а тем более формовочных масс с различными характеристиками шихты, безусловно, определяют соответствующие зоны разрушения и трещинообразования. Повреждение структуры глинистой массы должно приводить к существенному уменьшению ее прочностных свойств. Такое повреждение структуры может быть достигнуто различными способами: механическим, физико-химическим и многими другими.

Водозащите горных выработок при налегающих породах, представленных глинистыми отложениями, уделяется значительное внимание в [15]. Здесь справедливо отмечено, что несущая и водозащитная функции комплекса горных пород в зонах сдвига взаимосвязаны. Однако приведенные приближенные оценки величины зоны трещиноватости являются заниженными по сравнению с рекомендованной ранее безопасной мощностью ВЗТ (200÷300 м [16]). Кроме этого, в [15] рассмотрены механизм и модель поступления рассолов в горные выработки из налегающих глинистых отложений, что представляет существенный интерес также для понимания процессов взаимодействия воды и рассолов с глинистыми породами. Здесь, в частности, описаны процессы поступления в горные выработки рассолов из глинисто-мергелистой толщи (ГМТ), что характерно для части Старобинского месторождения калийных солей.

При ведении очистных работ возникают значительные градиенты давления, происходит вторичная консолидация налегающих пород вследствие отжатия воды из глинистых, (дисперсных) пород и перераспределения давления между водой и скелетом грунта. В [16] глинисто-мергелистая дисперсная среда рассматривается как грунтовая

масса, которая достаточно полно водонасыщена и содержит свободную гидравлически непрерывную воду, что находит подтверждение в результатах испытаний образцов ГМТ на дополнительную водопроницаемость, которая в среднем для 13 глубин (177,2-579 м) составила около 1 % [6]. Далее рассмотрена схема отжатия поровых вод из ГМТ при мгновенном снятии горного давления при подработке породного массива и получено аналитическое выражение в виде дифференциального уравнения второго порядка для оценки отжима связанной воды. При истечении воды из ГМТ геостатическое давление будет перераспределяться в пользу давления, приходящегося на скелет грунта, которое будет возрастать.

Поэтому вследствие сочетания сложнейших процессов изменения напряженного состояния, структурных особенностей, влажности и гидравлических характеристик ГМТ, возможности «залечивания» трещин, образовавшихся в результате подработки породного массива, нуждаются в более тщательном исследовании по сравнению с [6, 17, 18].

Как видно из приведенных данных, в зависимости от природных (горно-геологических) и технологических (производственно-технических) условий разработки полезного ископаемого расчетная деформация растяжения по сравнению с допустимой может изменяться в 4 раза, что требует надежного теоретического и экспериментального доказательства. Поэтому до сих пор это предложение М.И. Шимана [19] не попало в нормативные документы.

По-видимому, предложение М.И. Шимана [19], кроме соляных пластов, в первую очередь, можно применить к глинистым отложениям, которые обладают большой пластичностью. При этом необходимо учесть, что наличие в ВЗТ глинистых пластов может явиться существенным фактором водозащиты [20]. Поэтому особенности процессов деформации различных глинистых пород, присутствующих в составах ВЗТ, при возможных режимах опускания в случае подработки нуждаются в глубоком изучении.

Для оценки особенностей водозащиты горных выработок при разработке Старобинского калийного месторождения большой интерес представляют монография [20] и учебник для студентов горных факультетов [21]. Так, для Старобинского месторождения при отработке второго калийного горизонта столбовой системой с обрушением кровли зона трещин в надсолевых отложениях определяется зависимостью [21]:

$$h_{тн} = 100m_r, \quad (4)$$

где  $m_r$  – выемочная мощность пласта второго горизонта, м.

В соленосных отложениях при отработке второго горизонта высота трещинообразования определяется зависимостью [21]:

$$h_r = 45(m_b + m_n)^{0,5}, \quad (5)$$

где  $m_b$  и  $m_n$  – мощности верхнего и нижнего слоя пласта, м.

Как видно из этих формул, зона распространения трещин в надсолевых отложениях в разы больше по сравнению с соленосными отложениями, что, по-видимому, объясняется существенной пластичностью последних.

Для массива, сложенного слоистыми глинистыми породами, безопасную глубину подработки водоемов в зависимости от содержания глин и глинистых сланцев в покрывающей толще рекомендуется определять по формуле [21]:

$$H_6 = \frac{38Hm}{8i + i_1 + 0,34H}, \quad (6)$$

где  $H$  – глубина разработки, м;

$m$  – вынимаемая мощность пласта, м;

$i$  и  $i_1$  – суммарные мощности слоев глин и глинистых сланцев, аргиллитов, залегающих между водным объектом и отрабатываемым пластом, м.

Если в этой формуле принять  $i = i_1 = 0$  (глины и глинистые породы отсутствуют), то  $H_g \approx 110m$ , что примерно соответствует выражению (4). Чем больше глубина отработки пласта, тем меньше влияние глин и глинистых сланцев, что связано с ростом гидравлического напора воды. Поэтому при подземном расположении водоносного горизонта аналогом глубины  $H$  является величина расстояния по вертикали между отрабатываемым пластом и водоносным горизонтом.

Следует отметить, что ни в одной из опубликованных работ не приведено оценки надежности рекомендуемых формул, что свидетельствует о недостаточности наших знаний о водозащитных свойствах подработанной толщи пород.

Неоднократная подработка ГМТ, связанная с последовательной отработкой нескольких продуктивных горизонтов (на 1 руднике Старобинского месторождения уже отрабатываются 3 горизонта), приносит дополнительные сложности в оценке водоустойчивости ГМТ. Отработка I самого верхнего горизонта, имеющего относительно небольшую мощность ВЗТ ( $150 \pm 30$  м с надежностью более 95 %), производится в последнюю очередь после отработки II и III горизонтов, расположенных глубже. Здесь следует заметить, что затопление рудника БКПРУ-3 в 1986 г. Верхнекамского месторождения калийно-магниевых солей произошло при ВЗТ мощностью около 135 м [16].

При последовательной отработке продуктивных пластов подработываемые породы [21] испытывают периодическую смену нагрузки с разгрузкой, что сопровождается гистерезисными явлениями проницаемости, по крайней мере, [17] в глинистом доломите и каолиновой глине.

Деформационные критерии прочности многих горных пород по мнению И.Х. Габдрахимова [18] не являются величинами постоянными, как принято считать в теории сопротивления материалов, а зависят от режимов нагружения или деформации в текущий и предшествующий периоды времени. По этому вопросу С.С. Вялов замечает [14]: «строго говоря, величина деформации, соответствующая моменту разрушения, изменяется в зависимости от времени до разрушения  $t_p$  или, что то же самое, в зависимости от величины напряжения  $\tau$  – вначале возрастает до некоторого максимума, а затем снижается по мере увеличения времени  $t_p$ ». Поэтому принятие в качестве критерия разрушения постоянство предельной величины деформации ползучести, являющейся константой для данной породы, не зависящей от величины напряжения или времени до разрушения, является достаточно условным.

При испытании каменной соли [18] обнаружены две формы разрушения: вязкое (вязко-пластичное) и хрупкое, которое могло наступить при ускорении роста деформации. Так, при увеличении скорости деформирования с 0,01 до 1 мм/мин предельная деформация растяжения уменьшилась в 5-8 раз. Поэтому при изменении скорости оседания поверхности над отрабатываемыми калийными месторождениями от 0,3 до 190 мм/мес [19] отмеченные особенности разрушения пород могут иметь место.

Основываясь на изложенном, М.И. Шиман предложил [19] в качестве основного критерия безопасной разработки калийных пластов под водными объектами принять неравенство:

$$\varepsilon_{pp} K_d < \varepsilon_{pd}, \quad (7)$$

где  $\varepsilon_{pp}$  – расчетная деформация растяжения рассматриваемого пласта породы в зоне между поверхностью возможного обрушения и границей очистных работ;

$K_d$  – коэффициент запаса, учитывающий интенсивность процесса сдвижения толщи пород в области активного деформирования;

$\varepsilon_{pd}$  – допустимая деформация растяжения рассматриваемого пласта.

В качестве основного критерия интенсивности процесса сдвижения М.И. Шиманом рекомендуется [19] принимать максимальное ускорение опускания подработанной породной толщи, поскольку оно является результатом проявления сил, действующих в породном массиве. При этом на основании многолетнего безаварийного опыта разработки калийных пластов он установил следующие значения коэффициента запаса (интенсивности процесса) для различных категорий горных ситуаций; первая –  $K_d = 0,5$ ; вторая –  $K_d = 1$ ; третья –  $K_d = 2$ .

В заключение следует отметить, что исследование особенностей горно-геологических и производственно-технических условий разработки полезных ископаемых, а также свойств горных пород и их стохастических закономерностей, обеспечивающих высокую надежность защиты горных выработок от затопления, является первоочередной задачей специалистов горного дела и обусловлено огромной стоимостью рудников, а также возможными большими социальными потерями для их работников.

Следует также указать на недостаточную надежность определения положения кровли ВЗТ в пределах Старобинского месторождения калийных солей [22]. При этом минимальная мощность ВЗТ оценивается в 110 м.

### Заключение

Высокий уровень стохастичности свойств породного массива требует не только общей оценки деформации растяжения и изгиба, но также определения характеристик трещинообразования и, в частности, размеров раскрытия трещин. Здесь особое значение имеют процессы пластичности и набухаемости при увлажнении породы. Поэтому необходимы новые исследования в указанных направлениях.

### Список использованных источников

1. Глушко, В.Т. Оценка напряженно-деформированного состояния массивов горных пород / В.Т. Глушко, С.П. Гавеля. – М.: Недра, 1986. – 222 с.
2. Бурчаков, А.С. О закономерностях деформирования массива пород вокруг одиночных выработок / А.С. Бурчаков, И.Л. Черняк // Уголь. – 1969. – № 6. – С. 12-14.
3. Новицкий, П.В. Оценка погрешностей результатов измерений / П.В. Новицкий, И.А. Зорграф. – Л.: Энергоатомиздат, 1985. – 248 с.
4. Новицкий, П.В. Об особых свойствах 95 %-ной квантили большого класса распределений / П.В. Новицкий // Метрология. – 1979. – № 2 – С.18-24.
5. Глушко, В.Т. Реология горного массива / В.Т. Глушко, В.П. Чередниченко, Б.С. Усатенко. – Киев: Наукова думка, 1981. – 224 с.
6. Исследование основных физико-механических свойств пород и руд Старобинского месторождения калийных солей / А.А. Атрашкевич [и др.] // Вопросы добычи и переработки галургического сырья: сб. науч. ст. – М.-Л.: Химия, 1966. – С. 107-118.
7. Проскураков, Н.М. Физико-механические свойства соляных пород / Н.М. Проскураков, Р.С. Пермяков, А.А. Черников. – Л.: Недра, 1973.
8. Осипов, С.Н. Метановыделение при разработке пологих угольных пластов / С.Н. Осипов. – М.: Недра, 1964. – 256 с.

9. Сдвигание горных пород и земной поверхности в главнейших угольных бассейнах СССР / С.П. Авершин и [и др.]. – М.: Углетехиздат, 1958. – 272 с.
10. **Леонович, С.Н.** Трещиностойкость и долговечность бетонных и железобетонных элементов / С.Н. Леонович. – Минск: Тыздзень, 1996. – 266 с.
11. **Холодарь, Б.Г.** Связь долговечности материала с уровнем его исходной поврежденности / Б.Г. Холодарь // Строительство и архитектура (Вестник Брестского государственного технического университета). – 2005. – № 1. – С. 40-46.
12. **Богдан, С.И.** Модели и компьютерные технологии определения напряженно-деформированного состояния в подрабатываемых массивах горных пород с учетом формирования областей, находящихся в различном деформированном состоянии: автореф. дис. канд. техн. наук / С.И. Богдан; БНТУ. – Минск, 2005. – 21 с.
13. Структура и прочность подработанного массива и влияние их на устойчивость бортов карьера при комбинированном способе разработки / В.Т. Сапожников [и др.] // Современные проблемы механики горных пород: материалы IV всесоюзной конференции по механике горных пород, 1972. – Л.: Наука. – С. 81-84. .
14. **Вялов, С.С.** Реологические основы механики грунтов / С.С. Вялов. – М.: Высшая школа, 1978. – 448 с.
15. **Смычник, А.Д.** Пособие по инженерным расчетам в горном деле (Инженерная геомеханика) / А.Д. Смычник, В.С. Усенко, Г.А. Щербаков. – Минск: Майнио, 2007. – 264 с.
16. Месторождения калийных солей Беларуси / Э.А. Высоцкий [и др.]; под ред. Э.А. Высоцкого, А.Д. Смычника. – Минск: БГУ, 2003 – 264 с.
17. **Гольдберг, В.М.** Проницаемость и фильтрация в глинах / В.М. Гольдберг, Н.П. Скворцов. – М.: Недра, 1986. – 161 с.
18. **Габдрахимов, И.Х.** Исследование деформативности каменной соли на растяжение / И.Х. Габдрахимов, К.Г. Кадиев // Сдвигание земной поверхности и толщи на калийных месторождениях: сб. науч. ст. – Л.: Недра, 1977. – С. 106-112.
19. **Шиман, М.И.** Предотвращение затопления калийных рудников / М.И. Шиман. – М.: Недра, 1992. – 176 с.
20. **Турчанинов, И.А.** Основы механики горных пород / И.А. Турчанинов, М.А. Иофис, Э.В. Каспарьян. – Л.: Недра, 1977. – 368 с.
21. **Проскуряков, Н.М.** Управление состоянием массива горных пород / Н.М. Проскуряков. – М.: Недра, 1991. – 368 с.
22. О положении кровли водозащитной толщи в пределах Старобинского месторождения калийных солей / А.А. Варгамов [и др.] // Геология месторождений калийных солей и их разведка: сб. науч. ст. / Л.: ВНИИГ, 1973. – С. 78-83.

---

**Osipov S.N., Smychnik E.A., Shvab R.G.**

**Concerning the reliability assessment of the physical properties of waterproof rock mass while underground salt mining**

*The article presented the analysis of stochastic processes of rocks breaking and reliability assessment of their strength properties. Wide fluctuations of the rocks strength properties along the mine field require the improvement of assessment methodology of interbed waterproof parameters.*

*The effect of load working time as well as of rock plastic properties on the deformation and destruction process is shown, what is especially typical for clays.*

Поступила в редакцию 13.01.2012 г.

УДК 622.245.542:622.363.2(476)

## **СБОЙКА СКВАЖИН ГИДРОРАЗРЫВОМ ПЛАСТА ПРИ РАЗРАБОТКЕ МИНЕРАЛЬНЫХ СОЛЕЙ ПОДЗЕМНЫМ РАСТВОРЕНИЕМ. ПЕРВЫЙ ПРОМЫСЛОВЫЙ ОПЫТ НА ТЕРРИТОРИИ БЕЛАРУСИ**

Ильин В.П., Бабец М.А. (РУП «Белорусский научно-исследовательский геолого-разведочный институт», г. Минск, Беларусь)

*Рассматривается первый отечественный опыт гидравлической сбойки рассольных скважин 259а и 259б, выполненный при натурном эксперименте по подземному растворению карналлита калийного горизонта 0-7 на Любанском участке Старобинского месторождения. Сбойка скважин осуществлена по подошве нижнего карналлитового слоя на глубине 853 м посредством селективного гидроразрыва пласта.*

### **Введение**

При разработке месторождений полезных ископаемых геотехнологическим способом, в том числе минеральных солей подземным растворением, через системы взаимодействующих скважин возникает необходимость предварительной их сбойки в пластовых условиях, т.е. соединения между собой в заданном интервале пласта устойчивым каналом в единую, гидравлически взаимосвязанную систему. Особую значимость она приобретает при отработке месторождений малой мощности, когда освоение их отдельными скважинами становится неэффективным [1, 4-8, 12].

Сбойка скважин в мировой практике осуществляется различными путями: проходкой наклонно-горизонтальных (пластовых) скважин, гидроразрывом (гидроперфорацией) породного массива высоконапорной струей жидкости, смыканием по кровле отдельных подготовительных выработок, гидроразрывом пласта (ГРП) и др. При этом ГРП, особенно при разработке маломощных пластовых месторождений, является предпочтительным [1, 9, 12].

Актуальна эта проблема и для Беларуси. Отработка сосредоточенных в Припятском прогибе значительных ресурсов водорастворимых калийно-магниевых солей (карналлита –  $KCl \cdot MgCl_2 \cdot 6H_2O$ ) возможна только подземным растворением через системы взаимодействующих скважин. В статье рассматривается первый опыт применения ГРП для сбойки рассольных скважин, осуществленной в натурном эксперименте по подземному растворению карналлита в Глусском районе Могилевской области [4, 6-8, 14].

### **Общие сведения о ГРП и особенности его реализации в минеральных солях**

ГРП находит широкое применение в различных областях, но наибольшее распространение получил в нефтепромысловой практике, где является штатной технологической операцией, в том числе на объектах РУП «ПО «Белоруснефть» и РУП «Белгеология» [2, 9-13, 15].

Заключается ГРП в нагнетании в пласт жидкости разрыва под давлением, обеспечивающим возникновение в призабойной зоне пласта (ПЗП) перепадов давлений в порово-трещиноватом пространстве породного массива, превышающих вертикальную либо горизонтальную составляющую горного давления, воспринимаемую скелетом породы, с образованием в нем трещины разрыва. Кроме горного давления, существенным

фактором, влияющим на развитие и пространственное положение трещин гидроразрыва, является прочность горной породы на разрыв и анизотропия ее прочностных свойств. Поэтому, несмотря на масштабное использование, операции ГРП с управляемым развитием трещин (каналов) гидроразрыва на расстояния, превышающие первые десятки метров от ствола скважины, и с последующим их закреплением специально подобранными по фракционному и прочностному составу материалами (кварцевый песок, металлизированная керамика-проппант) до настоящего времени являются сложными инженерными мероприятиями с технологической успешностью, нередко не выходящей за пределы 50 %.

В нефтедобыче выполнение ГРП направлено, как правило, на улучшение условий дренирования продуктивного пласта (коллектора). Цель достигается формированием в результате ГРП в ПЗП одиночной трещины либо сети преимущественно субвертикально ориентированных трещин, обеспечивающих более свободное поступление пластовых флюидов в скважину либо нагнетание жидкости заводнения через ПЗП, являющуюся до ГРП основным «фильтрационным» сопротивлением в системе скважина – пласт. Задача еще более усложняется при выполнении ГРП на многопластовых объектах небольшой мощности и (или) на водо-, нефте-, газонасыщенных коллекторах с близким расположением газонефтяных и водонефтяных контактов (зон смешанного насыщения). Здесь любая неточность в выполнении ГРП может привести к заколонным межпластовым перетокам либо к обводнению газо-нефтедобывающих скважин. Не исключается также и самопроизвольная сбойка соседних эксплуатационных скважин, что является крайне нежелательным фактором, поскольку приводит, особенно при спонтанной сбойке нагнетательных и добычных скважин, к срыву оптимальных условий продвижения фронта вытеснения нефти в коллекторе.

Направленные, т.е. «сфокусированные» в ограниченном по стволу скважины несколькими метрами и менее интервале, ГРП называют селективными. Практика показывает, что залогом успешной операции таких ГРП являются: выполнение ГРП в обсадной колонне, имеющей в данном интервале высокое качество цементации, даже после ее перфорации, точная привязка интервала перфорации и высококачественное внутрискважинное, прежде всего пакерное, оборудование, обеспечивающее надежную изоляцию интервала селективного ГРП от выше- и нижерасположенных интервалов ствола скважины.

ГРП в принципе может проводиться в породах любого состава и прочности, залегающих как в приповерхностных условиях, так и на глубинах до 3-5 тысяч метров. Однако, как показывает практика и наш опыт, выполнение его в скважинах, сооружаемых для добычи минеральных солей подземным растворением, имеет свою специфику, которую необходимо учитывать при его реализации в реальных условиях.

**Первое.** Относительно меньшие, по сравнению с нефтяными скважинами, глубины разработки минеральных солей и соответственно меньшие значения горного давления, позволяющие осуществлять в них ГРП при меньших давлениях нагнетания жидкости разрыва. При сохранении герметичности системы это способствует некоторому снижению энерго-, материало- и трудоемкости операции ГРП в целом, нежели в нефтяных скважинах.

**Второе.** Практическое отсутствие в отложениях минеральных солей проницаемости (фильтрации) обеспечивает возможность выполнения ГРП минимумом насосных агрегатов, имеющих существенно меньшие расходные характеристики по сравнению с агрегатами, применяемыми на нефтепромыслах, где с увеличением приемистости пласта (коллектора) количество агрегатов типа ЦА-320 или АН-700 для создания градиента давления фильтрации жидкости разрыва в ПЗП, обеспечивающего возникновение и

особенно развитие трещин разрыва, может составлять до восьми и более единиц, а объемом закачки жидкости разрыва – десятки и даже сотни кубических метров.

**Третье.** Субгоризонтальный характер залегания пластов минеральных солей с пониженной прочностью пород на контакте отдельных их прослоев и, как отмечалось выше, небольшое горное давление обуславливают преимущественное развитие единичных горизонтальных (пластовых) трещин разрыва при ГРП, направленных более или менее концентрически от возмущающей скважины, вдоль по границам напластования, где прочностные характеристики пород отличаются пониженными, а «фильтрационные», наоборот – повышенными параметрами, нежели в собственно соляном массиве [7, 8, 29-34]. Это служит благоприятным фактором для последующей вертикальной (снизу-вверх) отработки минеральных солей подземным растворением.

**Четвертое.** Проведение ГРП в водорастворимых минеральных солях, в отличие от других не растворимых в воде пород, существенным образом облегчает также и отсутствие необходимости закрепления от смыкания трещины разрыва после снятия рабочего давления гидроразрыва, поскольку растворение солей на стенках трещины разрыва при прокачке жидкости разрыва на водной основе уже в процессе ГРП позволяет сформировать устойчивый гидравлический канал в зоне разгрузки ПЗП от горного давления, обеспечиваемой прочностными характеристиками вмещающих пород [6-8, 14].

Вместе с тем, перечисленные выше позитивные факторы в пользу кажущейся технологической «простоты» ГРП в водорастворимых минеральных солях уравниваются, а по нашему мнению, если не сказать более – «перевешиваются» рядом «негативных» факторов, обусловленных, прежде всего, спецификой их отработки подземным растворением через буровые скважины.

*Во-первых*, необходимость осуществления ГРП в солях «точно» по контакту планируемого к отработке пласта соли с подстилающими породами. Это связано с тем, что смещение горизонтальной (пластовой) трещины разрыва вниз от контакта, например, в нерастворимые породы подошвы соляного пласта даже на несколько сантиметров уже может привести к бесполезности операции ГРП, так как устойчивый гидравлический канал не будет сформирован вследствие того, что потолочина трещины разрыва (щелевого вруб), не подверженная растворению, после снятия рабочего давления ГРП, смыкается с ее подошвой. Отклонение же трещины разрыва вверх от плоскости напластовывания, т.е. внутрь соляного массива, может привести к необратимым потерям полезного ископаемого в подошве, формирующейся в процессе прокачки растворителя подземной емкости под осадком шлама нерастворившейся твердой фазы, содержащейся в соляной породе [6, 7].

Во избежание этого ГРП в отложениях водорастворимых минеральных солей, в отличие от других пород, требует сосредоточения на весьма «узком» интервале ствола скважины непосредственно у подошвы планируемого к отработке пласта с некоторым заходом его (интервала) в подстилающие породы, т.е. быть управляемым и строго селективным.

*Во-вторых*, в отличие от нефтяных объектов перекрытие интервала селективного ГРП обсадной колонной труб в рассольных скважинах значительно усложняет условия дальнейшей эксплуатации соляного пласта в режиме как собственно растворения, так и экскавации (гидродобычи) выпавшей в осадок части полезного ископаемого из камеры подземного растворения на дневную поверхность, особенно с использованием погружного добычного, перемещаемого в камере оборудования. Это требует специальных подходов к конструктивному оформлению рассольных скважин в интервале ГРП и отработываемого пласта в целом.

*В-третьих*, операция ГРП, особенно селективного, в принципе является довольно затратной. Поэтому его применение, экономически оправданное на нефтегазовых объектах, не всегда может быть компенсировано себестоимостью добычи такого относительно недорогого полезного ископаемого как каменная или калийная соль.

*И, в-четвертых*, при добыче минеральных солей подземным растворением в мировой практике преимущественно применяется камерная система растворения массивных залежей каменной соли индивидуальными скважинами, что имеет место и на Мозырском месторождении в Беларуси. Отработка же маломощных пластовых месторождений солей, в том числе системами взаимодействующих скважин, носит ограниченный характер. В отличие от нефтепромысловой практики ограничено и применение ГРП для их сбойки. В частности, в бывшем СССР осуществлен единственный эксперимент гидросбойки рассольных скважин ГРП на Ново-Карфагенском месторождении каменной соли в Донбассе [5, 10, 12].

### Конструкция скважин и технология ГРП

Успешность операции ГРП при сбойке скважин зависит от многих факторов, основным из которых, при прочих равных условиях, является надежность их конструкции. Особенно это характерно для скважин, пройденных в отложениях водорастворимых минеральных солей, где, как отмечалось выше, проведение ГРП имеет свою специфику.

Сбойке посредством селективного ГРП подвергались скважины 259б и 259а, заложенные в 40 м (по устью) друг от друга на опытном рассолопромысле по подземному растворению карналлитовой залежи калийного горизонта 0-7 на Любанском участке Старобинского месторождения в Глуском районе Могилевской области. При этом скважина 259б служила в качестве гидроразрывной (нагнетательной), а 259а – «реагирующей», т.е. принимающей и отводящей на дневную поверхность жидкость разрыва. [4, 6-8].

Скважина 259б с забоем бурением 865 м, как гидроразрывная, обустроивалась по более «тяжелой» конструкции. Это достигалось сочетанием следующих технических решений.

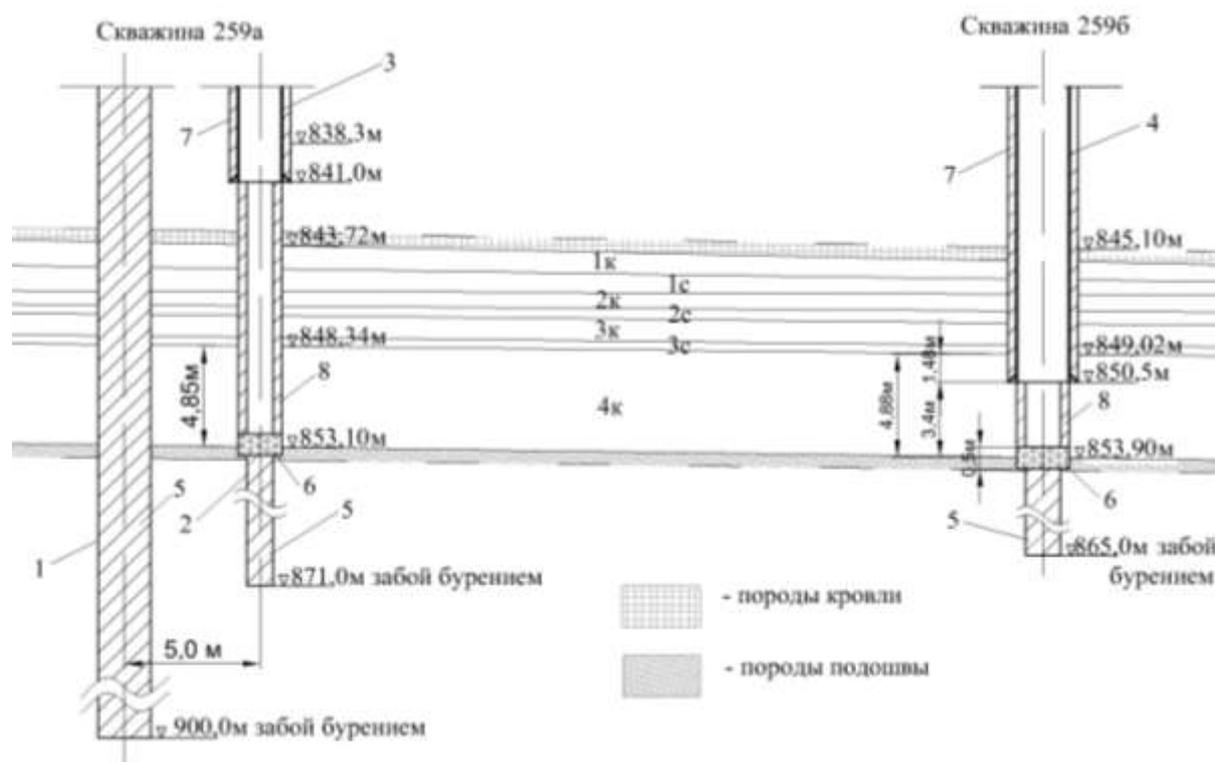
1. Креплением ствола скважины тремя, зацементированными до устья, обсадными техническими колоннами (направление – 426/23, кондуктор – 325/120, основная тампонажная – 219/560) и одной технологической колонной нефтяного сортамента Ø 146 мм муфтового соединения, с контролем качества (герметичности) соединений, зацементированной в интервале 850,50-20,0 м от поверхности земли.

2. Перекрытием технологической колонной на 2/3 мощности планируемого к отработке подземным растворением карналлитового пласта с установкой ее башмака на 3,92 м ниже его кровли и на 3,40 м – выше подошвы с заходом на 1,48 м в нижний карналлитовый слой (рисунок 1). Это давало возможность работы в последующем гидродобычного устройства в камере выщелачивания из-под башмака колонны.

3. Для обеспечения селективности ГРП интервалы выше и ниже зоны его воздействия до посадки технологической колонны изолировались цементными мостами. При этом благодаря наличию у тампонажного материала пластических свойств, состав и физико-механические свойства цементного камня обеспечивали надежную их изоляцию в процессе ГРП и целостность верхнего цементного моста при последующем бурении в нем осевого канала Ø 46 мм с оставлением цементного кольца толщиной 33 мм для подачи в интервал воздействия жидкости разрыва, а также пластическую деформацию тампонажного стакана с повышением адгезии к стенкам скважины, сло-

женным легкорастворимым карналлитом, в процессе создания избыточного давления в обсадной технологической колонне под ее башмаком и в самом цементном стакане при ГРП. Точность установки верхнего изолирующего цементного моста, предотвращающая его просадку до схватывания тампонажного материала, обеспечивалась временным мостом из порошковой водорастворимой соли (сильвина) толщиной 0,50 м, устраиваемым непосредственно в зоне воздействия ГРП в приподошвенной части пласта с некоторым заходом в подстилающую каменную соль.

4. Тампонаж обсадной технологической колонны  $\varnothing$  146 мм выполнялся на минерализованной жидкости затворения при давлениях, обеспечивающих «залечивание» каверн и трещин в соляных отложениях и интервале залегания карналлитового пласта, но без гидроразрыва их тампонажным материалом. Тем самым исключалась вероятность прорыва жидкости разрыва при ГРП в кровлю пласта и его гидроразрыв выше проектного интервала.



- 1, 2 – основной и второй (наклонно-вертикальный) стволы реагирующей скважины 259а;  
 3 – технологическая колонна скважины 259а  $\varnothing$  89 мм;  
 4 – технологическая колонна гидроразрывной скважины 259б  $\varnothing$  146 мм;  
 5 – цементные мосты; 6 – временные мосты из сильвина (непосредственный интервал ГРП);  
 7 – затрубный цементаж технологических колонн; 8 – цементные «кольца»;  
 1к-4к – карналлитовые слои; 1с-3с – слои каменной соли

**Рисунок 1 – Конструкция нижней части реагирующей (259а) и гидроразрывной (259б) скважин при сбойке гидроразрывом пласта**

Мероприятия по п.п. 1-4 обеспечили успешность операции ГРП через технологическую колонну без привлечения комплекса внутрискважинного оборудования (ВСО) и пакеровки в интервале пласта. Эта стандартная операция при селективных ГРП в колонне при попытке установки пакеров в фактически открытом, и притом частично кавернозном, несмотря на применение специальной гидрогельмагниевого буровой промывочной жидкости при вскрытии карналлитового пласта, стволе скважины, яви-

лась бы наиболее рискованным циклом работ, поскольку прорыв жидкости в надпакерное пространство при ГРП в открытом стволе также достаточно стандартное осложнение, нередко приводящее к прихватам и серьезным авариям с ВСО.

**Реагирующая**, затем рассолоподъемная, скважина 259а пройдена двумя стволами: основным вертикальным глубиной 900 м и вторым наклонно-вертикальным на протяжении 109 м в интервале 762-871 м с отклонением по забою от оси основного ствола 5 м по падению карналлитового пласта в сторону гидроразрывной скважины 259б. Часть основного ствола ниже уровня отклонения второго ствола изолирована цементным мостом. Отклонение второго ствола осуществлено компоновкой бурового снаряда, включающего долото трехшарошечное Ø 112 мм, малогабаритный винтовой забойный двигатель типа ДР-95с ПО 2,5° и УБТ Ø 89 мм длиной 10 м.

Также как и гидроразрывная, реагирующая скважина 259а закреплена тремя, зацементированными до устья, но с несколько меньшими параметрами, обсадными техническими колоннами (направление – 426/4, кондуктор – 245/106, основная техническая – 146/590) и одной технологической колонной. В отличие от «разрывной», реагирующая скважина выше кровли карналлитового пласта закреплялась «легкой» обсадной технологической колонной Ø 89 мм геологоразведочного сортамента ниппельного соединения равнопроходного сечения. Колонна цементировалась частично, башмак ее установлен на глубине 841,0 м в 2,72 м выше кровли карналлитового пласта, далее цементаж в интервале 841-490 м, в том числе на протяжении 79 м (841-762 м) по наклонно-вертикальному стволу, с заходом в основную техническую колонну Ø 146 мм на 100 м выше ее башмака. Верхняя же ее часть с глубины 459 м и до поверхности земли монтировалась без цементирования с возможностью извлечения для ревизии и (или) последующего использования на других скважинах. Ниже башмака технологической колонны в интервале 841,0-871,0 м (забой) скважина 259а закреплялась аналогично креплению гидроразрывной скважины 259б (рисунок 1).

Устье скважины 259б было оборудовано фонтанным оголовком нефтяного типа АФК-350, а 259а – изолировано герметично с устройством отводящего патрубка («гусака») для сброса жидкости разрыва (рассола) в приемно-расходную емкость Е1.

Подготовленные конструктивно к ГРП скважины «обвязывались» поверхностным оборудованием в единую гидравлически замкнутую систему (рисунок 2) с контролем параметров протекания процесса сбоя с трех постов:

**1. Машинистом агрегата ЦА-320:**

- объемов жидкости разрыва, поступающей в скважину 259б;
- давления нагнетания жидкости разрыва по манометру на насосной установке агрегата ЦА-320.

**2. Оператором на устье скважины 259б:**

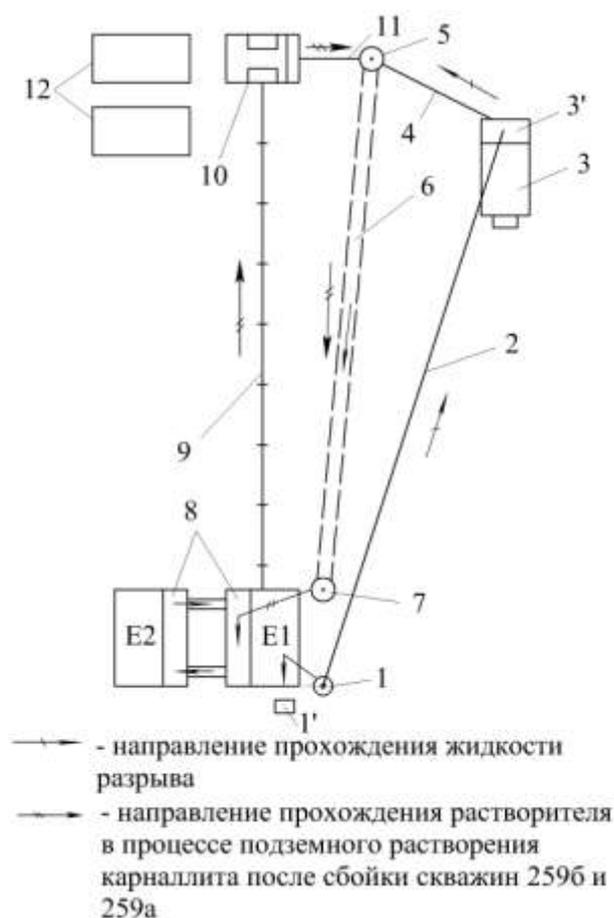
- давления нагнетания жидкости разрыва по манометру, установленному на оголовке устья;
- герметичности межколонного пространства обсадных колонн труб диаметром 219 и 146 мм по периодическому частичному открыванию специального контрольного вентиля на оголовке.

**3. Операторами (два) на устье скважины 259а:**

- объемов и качества поступающей из нее жидкости разрыва в приемно-расходную емкость Е1.

Кроме того, регистрация забойного давления ГРП осуществлялась с помощью глубинного манометра, предварительно спущенного в интервал зоны воздействия ГРП скважины 259б.

Собственно операция ГРП выполнена одним насосным агрегатом ЦА-320 в две стадии. Первая стадия (25.02.2008 г.) включала попытку достижения эффекта «горизонтального щелевого микровруба», т.е. получения «зародыша» первичного направляющего канала трещины гидроразрыва разложением (растворением) карналлита по контакту «подошва пласта – подстилающие породы» путем продавки в пласт около 100 л бишофитового раствора при ступенчатом повышении устьевого давления до 100 атм и одновременном периодическом гидроволновом воздействии на пласт. Последнее создавалось установкой «Пульсар 2Э», монтируемой на оголовке скважины 259б. Затем скважина выдерживалась в течение 16 часов на растворение (рост) «зародыша» направляющего канала и релаксацию напряжений в пристволенной зоне, что предполагало получение эффекта известного в нефтедобыче как «локальная разгрузка пласта от горного давления». Разгрузка ПЗП в нефтедобыче обычно достигается щелевой резкой пласта гидроперфорационными устройствами и предназначена для раскрытия микротрещин в породе и снижения давления гидроразрыва пласта.



- 1, 1' – временная водозаборная скважина 259в с пультом управления;
- 2 – безнапорный трубопровод;
- 3, 3' – цементировочный агрегат ЦА-320 с мерными емкостями;
- 4 – напорный трубопровод;
- 5 – гидроразрывная скважина 259б с фонтанным оголовком типа АФК-350 и устройством волнового воздействия «Пульсар – 2Э» на устье;
- 6 – трещина гидроразрыва между скважинами 259б и 259а;
- 7 – реагирующая скважина 259а;
- 8 – отстойные системы объемом по 4 куб. м., гидравлически взаимосвязанные между собой приходно-расходные емкости E1 и E2 типа ЦСЗД-76М объемом по 40 куб. м;
- 9 – безнапорная линия подачи растворителя (всасывающий водовод Ø 89 мм с фланцевым соединением) при подземном растворении карналлита после гидроразрыва пласта;
- 10 – насосная станция с двумя насосами типа НБ4-160/63 и мерной емкостью объемом 5 куб. м;
- 11 – напорная линия подачи растворителя (водовод нагнетательный Ø 73 мм);
- 12 – электроагрегаты дизельные стационарные типа ДГ-80.

**Рисунок 2 – Схема расположения основного оборудования и прохождения жидкости разрыва при гидравлической сбойке скважин 259б и 259а на опытном участке по подземному растворению карналлита**

На второй стадии (26.02.2008 г.) проведена основная операция ГРП с продавкой в пласт жидкостей разрыва, последовательно: насыщенный раствор бишофита (с кристаллическим сильвином временного моста, установленного ранее в скважине 259б

в интервале ГРП), рапа совместного насыщения по хлористому натрию и калию – оборотный щелок обогатительных фабрик ОАО «Беларуськалий» и затем основной растворитель для развития канала гидросбойки в трещине гидроразрыва – техническая вода из скважины 259в. На рисунке 3 показана динамика изменения основных параметров операции ГРП.

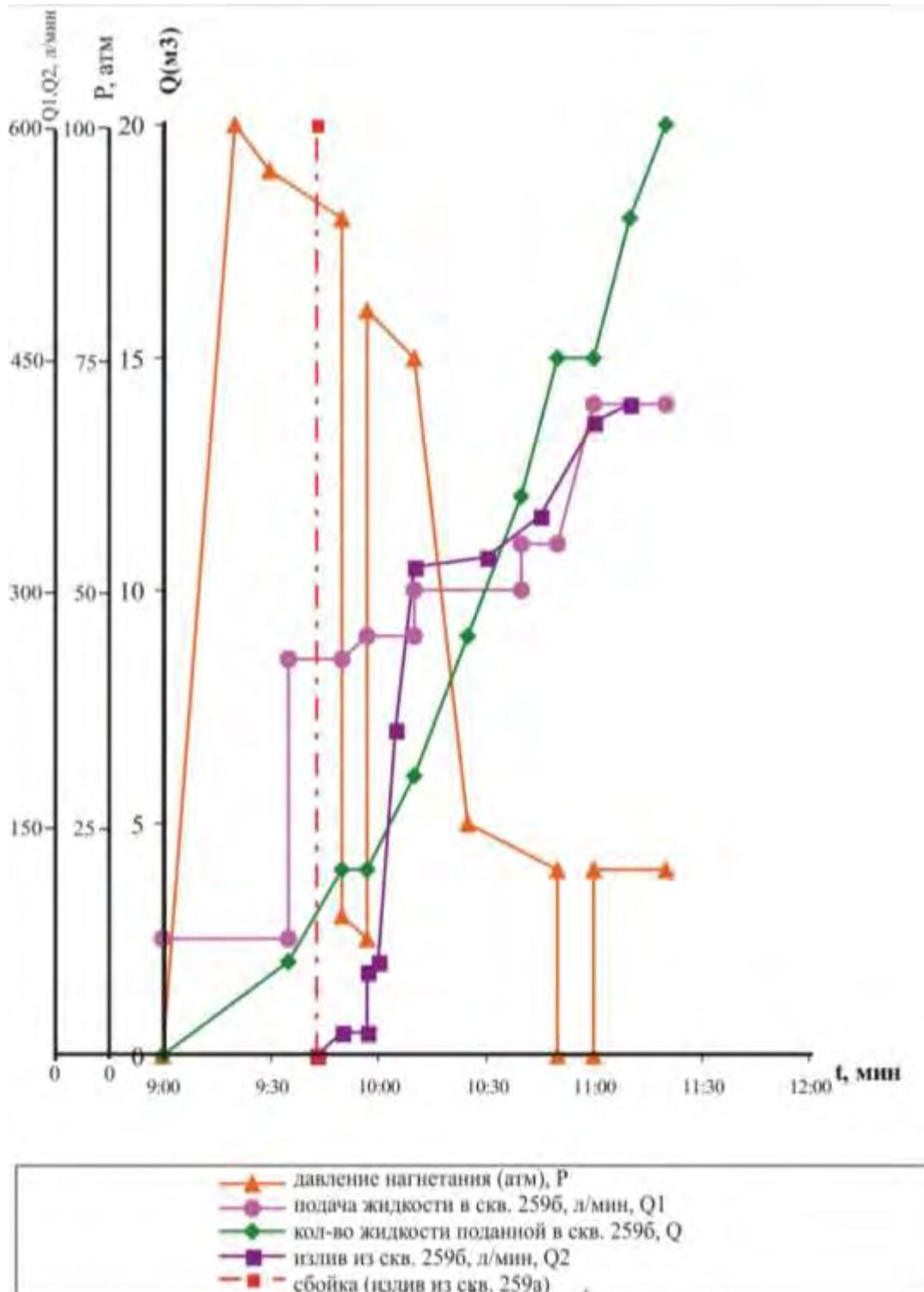


Рисунок 3 – Динамика изменения параметров процесса гидросбойки скважин 259а и 259б методом селективного гидроразрыва пласта

Полученные данные свидетельствовали, что раскрытие трещины гидроразрыва произошло при устьевом давлении нагнетания  $100 \pm 5$  атм. При этом его величина принималась как среднее арифметическое показаний манометров на устье скважины 259б и ЦА-320 при расхождении последних – до 15 атм. В дальнейшем оно постоянно снижалось, причем наиболее интенсивно в течении первых 27 минут после начала сбойки, что примерно сопоставимо со временем поступления в трещину разрыва воды из скважины 259б. По окончании операции ГРП результаты замеров сверялись с данными глубинного манометра.

В процессе прокачки воды по системе имели место две остановки насоса агрегата ЦА-320. Как видно из рисунка 3, от первой до второй остановки устьевое давление на скважине 259б понизилось до 10-15 атм, а затем вообще упало до нуля. Это свидетельствовало об интенсивном развитии канала сбойки скважин и отсутствии в нем каких-либо дополнительных сопротивлений свободному продвижению по нему жидкости. По мере падения устьевого давления, подачу жидкости в скважину 259б увеличивали. Начиная с 10 часов 10 минут 26.02.2008 г. объемы подачи в скважину 259б воды и излива из скважины 259а рассола примерно сравнялись, что указывало на факт прекращения распространения трещины разрыва в карналлитовой залежи и устойчивой связи между скважинами.

В процессе продавки в скважину 259б двадцати кубометров жидкости разрыва осуществлена контрольная остановка процесса гидросбойки (10,45-11,00) на установление факта отсутствия «смыкания канала» сбойки. Последнее фиксировалось по отсутствию увеличения давления прокачки жидкости через канал сбойки после остановки процесса и снятия в канале сбойки избыточного давления. Спустя 2 часа 18 мин после начала основной стадии ГРП работы по гидросбойке были завершены. На устье принимающей скважины 259а были получены пробы минерализованной жидкости с глинистой пелитовой фракцией, образующей частицы чешуйчатой формы темно-красного цвета. Данный материал, согласно анализу керн, характерен для карналлитового пласта калийного горизонта 0-7, что уже на стадии гидросбойки позволило косвенно засвидетельствовать факт получения канала гидросбойки именно по подошве карналлитового пласта. Позднее результаты детальных геофизических и геотермических исследований и мониторинга динамики изменения химического состава обратного карналлитового рассола уверенно подтвердили получение канала гидросбойки в заданном интервале приподошвенной части карналлитовой залежи.

В процессе ГРП после гидросбойки скважин из скважины 259а наблюдался последовательный выход всех технологических жидкостей, оставшихся в ней после завершения бурения и цементирования обсадной колонны труб диаметром 89 мм, что также указывает на наличие сбойки между скважинами в зоне их забоев.

В целом операция по ГРП была завершена в 11 часов 18 минут 26.02.2008 г. 27.02.2008 г. повторно осуществлено свободное восстановление циркуляции жидкости продавкой в скважину 259б ЦА-320 воды из скважины 259в в объеме  $3 \text{ м}^3$  при давлении от 0 до 3 атм. Это подтверждало стабильность фиксации канала сбойки скважин.

### Выводы

1. Впервые в отечественной практике осуществлена сбойка рассольных скважин 259а и 259б в пластовых условиях на глубине 853 м посредством гидроразрыва пласта. Сбойка скважин выполнена на опытном участке по подземному растворению Любанской карналлитовой залежи в Глусском районе Могилевской области (д. Чапаево).

2. Доказано, что сбойка скважин в отложениях водорастворимых минеральных солей селективным гидроразрывом пласта возможна и без применения изолирующих интервал разрыва пакерующих устройств.

3. Также впервые на объектах добычи минеральных солей успешно апробирована для проводки эксплуатационного наклонно-вертикального ствола скважины технология направленного многоствольного бурения с использованием малогабаритных винтовых забойных двигателей. Это открывает для отечественной практики новые возможности по разведке и отработке минеральных солей через системы взаимодействующих скважин, сбойка которых может быть осуществлена комплексными методами, включающими ГРП и наклонно-горизонтальное (пластовое) бурение.

#### Список использованных источников

1. **Аренс, В.Ж.** Физико-химическая геотехнология / В.Ж. Аренс. – М.: Изд-во МГУ, 2001. – 656 с.

2. Захоронение отходов бурения скважин с использованием гидроразрыва пласта / Т. Атакулов [и др.] // Геоэкология. – 2001. – № 3. – С. 239-243.

3. Опыт применения технологий гидроразрыва терригенных и кислотного гидроразрыва карбонатных пластов на месторождениях Республики Беларусь / В.Г. Ашурко [и др.] // Поиски и освоение нефтяных ресурсов Республики Беларусь: сборник научн. тр. БелНИПИ-нефть. – Гомель: ЧУП «ЦНТУ «Развитие», 2007, Вып. 6. – С. 210-222.

4. Выбор оптимальной схемы добычи солей подземным растворением: опытно-промышленный эксперимент на Любанской залежи карналлита / М.А. Бабец [и др.] // Горная механика. – 2009. – № 3. – С. 61-69.

5. **Богданов, Ю.А.** Развитие калийной промышленности. Обзорная информация. Интенсификация процесса подземного выщелачивания соляных месторождений / Ю.А. Богданов, Е.П. Каратыгин, А.Г. Кошин; под общ. ред. Р.С. Пермякова. – Л.: ВНИИГалургии, 1970, Вып. 2. – 64 с.

6. Ильин В.П., Бабец М.А. и др. Способ скважинной добычи карналлита. Заявка №200901359 на Евразийский патент от 23.10.2009.

7. Ильин В.П., Бабец М.А. и др. Способ скважинной добычи минеральных солей. Заявка № 2091455 на патент Республики Беларусь от 15.10.2009г.

8. **Ильин, В.П.** Перспективы разработки калийно-магниевых солей (карналлита) в Беларуси / В.П. Ильин, М.А. Бабец // Горная механика и машиностроение. – 2011. – № 4. – С. 5-15.

9. Колтюбинг: основы и практика применения в горном деле / В.С. Войтенко [и др.]; под общ. ред. В.С. Войтенко. – Минск: Юнипак, 2007. – 584 с.

10. **Константинов, С.В.** Техника и технология проведения гидравлического разрыва пластов за рубежом / С.В. Константинов, В.И. Гусев. – ВНИИОЭНГ, 1985. – 74 с.

11. **Меликбеков, А.С.** Теория и практика гидравлического разрыва пластов / А.С. Меликбеков. – М.: Недра, 1967. – 274 с.

12. **Пермяков, Р.С.** Технология добычи солей / Р.С. Пермяков, В.С. Романов, М.П. Бельды. – М.: Недра, 1981. – 272 с.

13. **Пименов, М.К.** Исследования возможности захоронения радиоактивных отходов в непроницаемые геологические формации с помощью гидроразрыва пласта / М.К. Пименов [и др.] // Вопросы атомной науки и техники. – 1977. – Вып. 1 (25). – С. 89-101.

14. Волновая обработка продуктивных пластов как метод управления сбойкой скважин и проницаемостью залежи карналлита / Н.А. Савченко [и др.] // Горная механика. – 2009. – № 3. – С. 47-60

15. **Федоров, Н.А.** Подземная газификация углей и ее применение в мировой практике / Н.А. Федоров, Е.В. Крейнин, К.Н. Звягинцев // 27-й Международный геологический конгресс, Москва, 4-14 августа 1984 г. – М.: Наука, 1984. – Том 2. – С. 100-109.

---

**Pyin V.P., Babets M.A.**

**Wells cross connection by hydraulic fracturing when developing mineral salt by method of underground solution. First field experience on the territory of the Republic of Belarus**

*The first domestic experience of hydraulic cross-connection of 259a and 259b brine wells performed by full-scale experiment of underground solution of 0-7 potash horizon carnallite on Luban area of Starobinskoye field is reviewed. Wells cross connection has been performed at the bottom of lower carnallite layer at a depth of 853 m via selective hydraulic fracturing.*

Поступила в редакцию 06.02.2012 г.

УДК 622.253.35'118(045)(476)

## ОБЗОР МЕТОДОВ РАСЧЕТА ТОЛЩИНЫ ЛЕДОПОРОДНОГО ОГРАЖДЕНИЯ ПРИ ПРОХОДКЕ ВЕРТИКАЛЬНЫХ СТВОЛОВ СПОСОБОМ ЗАМОРАЖИВАНИЯ

Иголка Е.Ю., Иголка Д.А. (ОАО «Белгорхимпром», г. Минск, Беларусь)

*В статье описаны основные расчетные параметры процесса замораживания горных пород при проходке вертикальных шахтных стволов. Проводится обзор существующих в мировой практике методов расчета толщины ледопородного ограждения с указанием области применения и недостатков каждой методики. Указываются основные возможности численного моделирования процесса замораживания с помощью специализированных программных комплексов конечных элементов.*

### Введение

В горнодобывающей промышленности с каждым годом разрабатывается все большее число месторождений полезных ископаемых со сложными горно-геологическими и гидрогеологическими условиями. Сооружение капитальных и подготовительных выработок в таких условиях представляет собой сложную инженерную задачу, решение которой невозможно без применения специальных способов проходки.

Из специальных способов наибольшее распространение как в отечественной, так и в зарубежной практике, получил способ искусственного замораживания горных пород. В настоящее время способ искусственного замораживания хорошо развит в техническом отношении, для него разработано сложное буровое оборудование и высокопроизводительные замораживающие станции, разработаны инженерные методы расчета и проектирования холодильного оборудования.

Основными задачами при проектировании проходки выработки способом замораживания являются:

- оценка горного и гидростатического давлений;
- оценка необходимой толщины ледопородного ограждения (ЛПО) с учетом прочностных и деформационных характеристик пород;
- оценка динамики нарастания ЛПО;
- обоснование холодопроизводительности замораживающей станции.

### Основные методы расчета

На сегодняшний день основополагающими параметрами при расчетах по замораживанию горных пород являются размеры ЛПО. В расчетах по определению толщины ЛПО необходимо учитывать физико-механические и теплофизические свойства замороженных горных пород и температурное поле ЛПО. ЛПО должно воспринимать внешнюю нагрузку со стороны неустойчивых горных пород и гидростатическое давление.

В настоящее время существует достаточное количество методов расчета толщины ЛПО:

- Лямэ-Гадолина;
- О. Домке;
- И. Галянка;

- Ю.К. Зарецкого;
- Ю.К. Зарецкого и С.С. Вялова;
- И.В. Баклашова и Б.А. Картозия.

**Метод расчета толщины ЛПО Лямэ-Гадолина.** При расчете данным методом ЛПО считается жестко-упругим толстостенным цилиндром правильной формы и бесконечно большой длиной с одинаковыми физико-механическими свойствами, сжатым равномерно распределенной внешней нагрузкой. Толщина ЛПО определяется по формуле [1]:

$$d = R_{\text{вч}} \left( \sqrt{\frac{[\sigma_{\text{сж}}]}{[\sigma_{\text{сж}}] - 2 \cdot P_{\text{max}}} - 1} \right), \quad (1)$$

где  $R_{\text{вч}}$  – радиус выработки вчерне, м;

$\sigma_{\text{сж}}$  – допустимый предел прочности на сжатие замороженной горной породы, МПа;

$P_{\text{max}}$  – суммарное давление со стороны массива горных пород, МПа;

Основной недостаток данного метода расчета – неучет несущей способности ЛПО при частичном переходе замороженной породы в пластическое состояние. Эта формула применима при замораживании пород на глубину, не превышающую 50-80 м для песчаных горных пород и 40-50 м для глинистых пород. При расчетах на больших глубинах формула дает существенную погрешность в определении толщины ЛПО.

**Метод расчета О. Домке.** ЛПО вокруг шахтного ствола О. Домке рассматривается как полый толстостенный цилиндр с постоянной толщиной стены из упругопластического материала. По нижеприведенной формуле производится расчет толщины ограждения [2]:

$$d = R_{\text{вч}} \left[ 0,29 \cdot P_{\text{max}} + 2,3 \left( \frac{P_{\text{max}}}{\sigma_{\text{сж дл}}} \right)^2 \right], \quad (2)$$

где  $\sigma_{\text{сж дл}}$  – длительный предел прочности на сжатие замороженной горной породы, МПа.

Формула действительна при замораживании на глубину 100-150 м. При большой глубине величина толщины ЛПО, рассчитанная по выражению (2), может быть слишком велика. Однако точность и объективность расчета по методу О. Домке существенно снижается за счет ряда принятых допущений.

**Метод профессора И. Галянка.** На больших глубинах ЛПО никогда не обнажается на всю высоту. Поэтому в расчетах толстостенных цилиндрических ледопородных ограждений неограниченной высоты имеются сравнительно большие запасы прочности. Эти запасы можно значительно сократить, принимая, что ЛПО обнажается на ограниченную высоту ( $h$ ) и, учитывая влияние постоянной крепи и забоя ствола. Польский проф. И. Галянка предложил определить высоту  $h$  допустимой заходки, исходя из условия равновесия между давлением от веса стены ЛПО и допускаемым напряжением на сжатие для той же замороженной горной породы. В расчетах рассматривается два случая:

- участок ЛПО защемлен в одном торце (в верхней части ранее возведенной крепью);

- участок ЛПО защемлен в обоих концах (в верхней части – возведенной крепью, в нижней – не извлеченной горной породой при условии замораживания всего ядра ствола).

В первом случае величина заходки определяется по формуле [3]:

$$h \leq \sqrt[3]{\frac{\pi^2 \cdot d \cdot (D_H^2 - D_B^2)}{\pi \cdot E \cdot 256 \cdot \gamma \cdot (D_B + d) \cdot d}}, \quad (3)$$

где  $E$  – модуль упругости замороженной горной породы, МПа;

$D_H$  – внутренний диаметр ЛПО, м;

$D_B$  – внешний диаметр ЛПО, м;

$\gamma$  – удельный вес замороженной породы, кН/м<sup>3</sup>.

Допустимая высота заходки при защемлении обоих концов участка замороженной горной породы [3]:

$$h \leq \sqrt[3]{\frac{\pi \cdot d \cdot (D_H^4 - D_B^4)}{E \cdot 16 \cdot \gamma \cdot (D_B + d)}}. \quad (4)$$

Нетрудно заметить, что в методе профессора И. Галянка не учитываются реологические свойства замороженных горных пород.

**Метод расчета Ю.К. Зарецкого.** Расчетная формула для определения толщины стены участка ограждения, защемленного в одном торце (при незамороженном ядре шахтного ствола) [4]:

$$d = \sqrt{3 \cdot P_{\max} \cdot h / \sigma_{\text{сж дп}}}. \quad (5)$$

Формула для определения толщины стены участка ограждения, защемленного по двум торцам [4]:

$$d = \sqrt{3 \cdot P_{\max} \cdot h / 2 \cdot \sigma_{\text{сж дп}}}. \quad (6)$$

Стоит отметить, что в методе Ю.К. Зарецкого не учитывалось влияние крепи, т.е. реакция крепи равна нулю. Необходимо также помнить, что расчетная толщина ЛПО по данному методу расчета в значительной степени зависит от точности определения внешней нагрузки на ограждение, особенно на больших глубинах.

**Метод расчета Ю.К. Зарецкого и С.С. Вялова** основан на учете реальных свойств замороженных горных пород, нелинейной нагрузки и развития деформаций во времени. Этот метод расчета заключается в определении основных параметров ЛПО: толщины стены, его средней температуры и высоты обнажения по допустимым смещениям внутренней поверхности.

При абсолютном защемлении верхнего торца и отсутствии касательных напряжений по нижнему торцу, что обеспечивается сохранением породы в талом состоянии внутри контура ствола вчерне, толщина ЛПО определяется формулой [4]:

$$\frac{R_H}{R_B} = \left[ 1 + \frac{1+m}{A} \cdot P_{\max} \cdot \left( \frac{h}{R_H} \right)^{1+m} \cdot \left( \frac{R_H}{U_B} \right)^m \right]^{\frac{1}{1-m}}, \quad (7)$$

где  $R_H$  – внешний радиус ЛПО, м;

$R_B$  – внутренний радиус ЛПО, м;

$m$  – коэффициент упрочнения, зависящий от типа грунта;

$A$  – коэффициент деформирования при одноосном сжатии, зависящий от свойств грунта и его температуры;

$U_B$  – предельно допустимое смещение внутреннего контура стенки ЛПО, м.

Рассмотренные выше методы позволяют определить необходимую толщину ЛПО при различных горно-геологических условиях с учетом реологических свойств замороженных пород. Вместе с тем в разработанных методах не учтены такие технологические факторы, как влияние временной крепи и изменение значений физико-механических и температурных характеристик в разных условиях.

**Метод расчета И.В. Баклашова и Б.А. Картозия** рассматривает ЛПО как упруго-пластично-вязкую модель неоднородной среды и учитывает изменения физико-механических свойств и температуры горных пород в процессе замораживания. Расчет по данному методу начинается с определения критического давления, при котором в ЛПО некоторая область переходит в пластичное состояние. При условии, что ледопородный цилиндр находится в упругопластическом состоянии, его разделяют на две части: внутреннюю и внешнюю. Для каждой части принимаются функции распределения температурного поля [5]:

$$t(R) = \begin{cases} \frac{5 \cdot t_k}{3 \cdot d} \cdot (R - R_B); & R_B \leq R \leq R_k \\ 2,5 \cdot \frac{t_k}{d} \cdot (R_H - R); & R_k \leq R \leq R_H, \end{cases} \quad (8)$$

где  $t_k$  – температура точки пересечения замковой и осевой плоскостей, °С;

$R$  – текущий радиус, м;

$R_k$  – радиус расположения замораживающих колонок, м;

В соответствии с температурным полем прочность принимается по формуле [5]:

$$\sigma_{сж} = k(20 + 11 \cdot t - 0,153 \cdot t^2), \quad (9)$$

где  $k$  – соотношение длительной и мгновенной прочности на сжатие мерзлых грунтов;

$t$  – температура текущей точки ЛПО.

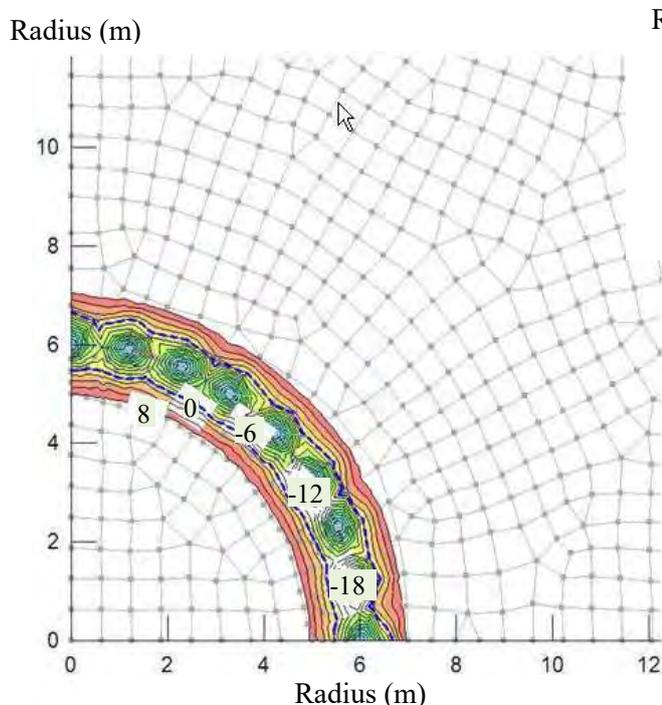
Дальнейшее решение производится с помощью метода конечных разностей и аналитического метода [5].

В настоящее время широко используются численные методы моделирования параметров процесса замораживания горных пород. Особую роль отводят наглядности протекания процесса замораживания во времени, динамике нарастания ЛПО и изменения температуры замораживания. Существует большое количество программных комплексов геотехнологических расчетов. Однако специализированный канадский расчетный комплекс GeoStudio имеет возможности решения прогнозных задач протекания

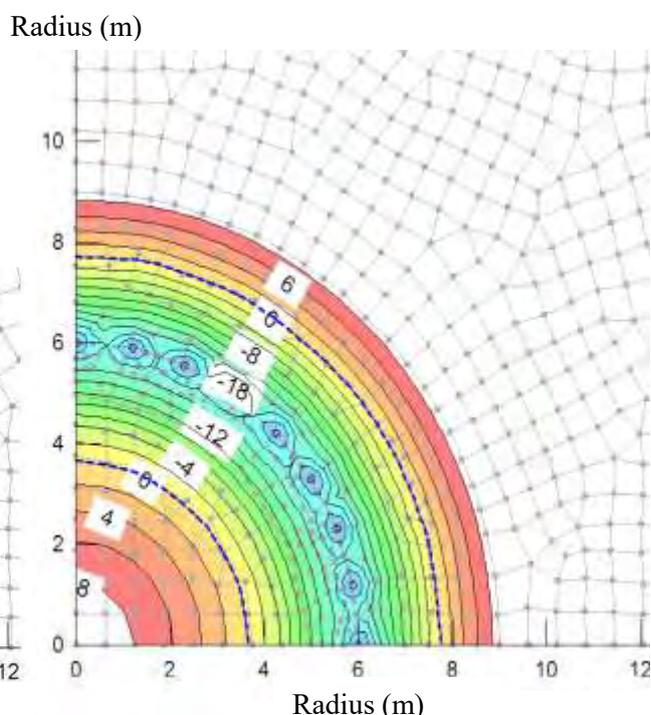
процесса заморозки шахтных стволов на этапах активного и пассивного режимов замораживания и успешно себя зарекомендовал при проектировании построенных объектов.

Программный модуль Temp/W 2007 комплекса GeoStudio предназначен для решения геотермальных задач, возникающих в промышленном и гражданском строительстве. В случае использования метода искусственного замораживания для упрочнения массива горных пород, Temp/W решает задачи по обоснованию количества и диаметра замораживающих скважин, длительности процесса замораживания и оттаивания пород, установления границ замороженного пространства, контроля и учета энергетических затрат [6].

Для выполнения поставленных задач необходимо вычертить эскиз модели. Затем осуществить ввод теплофизических и требуемых временных параметров процесса замораживания. В ходе автоматизированного расчета выполняется анализ процесса замораживания во времени (рисунок 1, 2). В результате численных расчетов выполняется оценка толщины нарастания ЛПО, распределения температурных полей в теле ограждения и других параметров, влияющих на процесс замораживания.



**Рисунок 1 – Динамика замораживания шахтного ствола с использованием кольцевой системы замораживающих колонок по результатам численных расчетов ( $t = 24$  сут)**



**Рисунок 2 – Динамика замораживания шахтного ствола с использованием кольцевой системы замораживающих колонок по результатам численных расчетов ( $t = 180$  сут)**

### Выводы

Все вышеприведенные методы расчета толщины ЛПО объединяет то, что они преследуют одни цели:

- обеспечение требуемой толщины ЛПО;
- учет изменения физико-механических и теплофизических свойств пород;
- правильность определения действующих нагрузок в породном массиве;
- учет специфики технологии проходки выработки;
- сокращение капитальных затрат и т.д.

Приведенный обзор методов расчета указывает на то, что наиболее корректным из существующих методов являются методы С.С. Вялова, Ю.К. Зарецкого, И.В. Баклашова и Б.А. Картозия, так как они наиболее полно отражают сущность работы ЛПО и учитывают основные влияющие факторы и свойства замороженных пород. Вместе с тем, следует отметить, что разработанные методы расчета ЛПО не учитывают некруговую форму ЛПО и взаимодействие ЛПО с окружающим массивом, что приводит к погрешности результатов.

Несмотря на достаточно развитый уровень научно-технического обеспечения работ, по замораживанию горных пород при проходке вертикальных шахтных стволов имеется ряд нерешенных вопросов. Основной причиной аварийных ситуаций является нарушение замораживающих колонок вследствие развития деформационных процессов в приконтурной зоне шахтного ствола [7]. Решение задач по обоснованию более точных параметров ЛПО, по прогнозированию деформаций ледопородного цилиндра, выявлению особенностей поведения системы «крепь – замороженный массив», а также прогнозированию реологических процессов в ЛПО – позволит повысить безопасность и технико-экономические показатели строительства и последующей эксплуатации вертикальных шахтных стволов.

#### Список использованных источников

1. **Федюкин, В.А.** Проходка стволов шахт способом замораживания / В.А. Федюкин. – М.: Недра, 1968. – 350 с.
2. **Насонов, И.Д.** Закономерности формирования ледопородных ограждений при сооружении стволов шахт / И.Д. Насонов, М.Н. Шуплик; под общ. ред. И.Д. Насонова. – М.: Недра, 1976. – 238 с.
3. **Трупак, Н.Г.** Замораживание пород при сооружении вертикальных шахтных стволов / Н.Г. Трупак. – М.: Недра, 1983. – 270 с.
4. **Вялов, С.С.** Расчеты на прочность и ползучесть при искусственном замораживании грунтов / С.С. Вялов, Ю.К. Зарецкий, С.Э. Городецкий; под общ. ред. В.В. Докучаева. – Л-д: Стройиздат, Ленингр. отделение, 1981. – 200 с.
5. **Баклашов, И.В.** Расчет ледопородного ограждения с учетом переменного поля температуры / И.В. Баклашов, Б.А. Картозия // Сб. научн. тр. / Московский горный институт. – Москва, 1973. – Вып. 7. – С.30-37.
6. Thermal Modeling with TEMP/W 2007. An Engineering Methodology, GEOSLOPE International Ltd. Second Edition, May. / Calgary, Alberta, Canada. May, 2007, 250 p.
7. **Литвин, А.З.** Проходка стволов шахт специальными способами / А.З. Литвин, Н.М. Поляков; под ред. А.З. Литвин. – М.: Недра, 1974. – 328 с.

---

**Igolka E.Y., Igolka D.A.**

#### **Review of methods for determination of ice wall's width by vertical well bores freezing**

*The article describes calculating parameters of rocks freezing process by vertical well bores sinking. It gives a review of methods for determination of ice wall's width that are used in world practice with mentioning of a sphere of application and each method's demerits. Main possibilities of numerical simulations of freezing process using special programs complexes of finite elements are determined.*

Поступила в редакцию 03.05.2012 г.

УДК 622.24.051.71.023.22(470)(045)

## ВЫБОР ПАРАМЕТРОВ ПРОМЫВОЧНОЙ СИСТЕМЫ АЛМАЗНЫХ КОРОНОК ДЛЯ БУРЕНИЯ ТВЕРДЫХ ГОРНЫХ ПОРОД

Гореликов В.Г., Лыков Ю.В., Ву Ван Донг (ФГБОУ ВПО «Национальный минерально-сырьевой университет «Горный», г. Санкт-Петербург, Россия)

*Выполнен анализ технологии алмазного бурения трещиноватых горных пород. Отмечена особенность работы алмазных коронок при бурении трещиноватых горных пород, основные виды износа. Даны рекомендации по совершенствованию алмазных коронок. Отмечены особенности выполнения дополнительных промысловых каналов в корпусе алмазных коронок.*

### Введение

По особенностям бурения все твердые горные породы можно разделить на твердые трещиноватые, плотные твердые горные породы IX-X категорий по буримости и плотные твердые породы XI-XII категорий по буримости. В таблице 1 приведены объемы бурения (по странам СНГ) в монолитных и горных породах различной степени трещиноватости [5]. Из данных таблицы 1 видно, что 36 % бурения приходится на монолитные горные породы и 64 % объемов алмазного бурения приходится на трещиноватые горные породы.

Таблица 1 – Распределение объемов алмазного бурения

Твердые горные породы	Объемы алмазного бурения, %	В том числе, по категориям горных пород по буримости		
		VII-VIII	IX-X	XI-II
Монолитные	36	6,6	24,7	4,7
Слаботрещиноватые	34	6,2	23,5	4,3
Трещиноватые	19	3,5	13,1	2,4
Сильнотрещиноватые	3	0,6	2,0	0,4
Весьма и исключительно сильнотрещиноватые	8	1,5	5,5	1,0
Всего:	100	18,4	68,8	12,8

Твердость и трещиноватость горных пород оказывают наиболее существенное влияние на работу алмазных коронок [1-6]. С увеличением степени трещиноватости пород работоспособность коронок всех существующих типов снижается. Причем влияние трещиноватости пород на работоспособность алмазной коронки в очень твердых породах проявляется гораздо сильнее, чем в менее твердых. Эта закономерность объясняется особенностями механизма разрушения трещиноватых горных пород при алмазном бурении. При бурении этих пород образуется большое количество крупных частиц шлама.

### Выбор параметров алмазных коронок

Для шлама, образующегося при разрушении твердых пород, как правило, выполняется условие:

$$d_{\text{ш}} \leq d_{\text{в}} - d_{\text{к}}, \quad (1)$$

где  $d_{\text{ш}}$  – диаметр шлама, м;

$d_{\text{в}}$  – внутренний диаметр матрицы алмазной коронки, м;

$d_{\text{к}}$  – диаметр столбика керна, м.

При бурении трещиноватых пород в колонковом снаряде формируются более крупные частицы шлама: от 0,005 м до 0,01 м. В целом, размер и количество образующегося шлама, в первую очередь, зависят от внутреннего диаметра колонковой трубы, диаметра столбика керна и параметров режима бурения [2, 5]. Влияние этого шлама на механизм самозаклинивания керна в колонковой трубе зависит от количества  $\gamma$  этого шлама, размещающегося в кольцевом зазоре в единицу времени:

$$\gamma = m / l \cdot S \cdot t, \quad (2)$$

где  $m$  – масса шлама, кг;

$l$  – высота несорванного столбика керна, м;

$S$  – площадь кольцевого зазора, м<sup>2</sup>;

$t$  – время нахождения шлама в кольцевом зазоре, с.

Существует критическое значение  $\gamma_{\text{кр}}$ . Если  $\gamma$  меньше критического значения, то шлам удаляется через промывочные окна в матрице алмазной коронки. Если  $\gamma$  больше критического, то шлам накапливается в кольцевом пространстве и приводит к самозаклиниванию керна. Таким образом, условия работы алмазной коронки на забое скважины при бурении трещиноватых пород являются более тяжелыми, чем при бурении плотных твердых пород. По экспериментальным данным мощность, потребляемая электроприводом бурового станка, при бурении трещиноватой породы оказывается на 15-24 % выше, чем при бурении монолитной породы. При этом дополнительная часть энергии расходуется на разрушение, скол и выкрашивание алмазов из матрицы, происходящие под воздействием крупного шлама и увеличивающихся ударных нагрузок на алмазы.

В свою очередь, при бурении твердых плотных пород часто возникает заполирование алмазов. Анализ показывает, что это плотные упруго-хрупкие породы IX-XII категории по буримости с большим процентным содержанием таких карбидообразующих элементов как железо и кварц (таблица 2).

Для предупреждения заполирования при бурении таких горных пород опытные бурильщики выключают на какое-то время буровой насос, что приводит к бурению «всухую» и к увеличению температуры в зоне контакта алмазов с горной породой. Можно предположить, что в результате этого происходит разуглероживание карбидного слоя, износ алмазной коронки принимает характер абразивного или адгезионного, и алмаз снова приобретает режущие свойства. Однако бурение «всухую» – кратковременный процесс. Это объясняется тем, что происходит накопление шлама под торцом коронки и для его удаления на поверхность необходимо вовремя включить буровой насос, иначе может возникнуть прижог алмазной коронки.

Рассмотренные особенности технологии бурения учитываются при разработке конструкции алмазных коронок (однослойных и импрегнированных), предназначенных для бурения твердых горных пород. В зависимости от конструкций матрицы все эти коронки можно разделить на две основные группы:

1. Коронки со стандартной толщиной матрицы.
2. Коронки с утолщенной матрицей.

Таблица 2 – Горные породы, при бурении которых имеет место заполирование алмазов

Горная порода	Категория по буримости	Основные компоненты пород	Содержание компонента, %
Гранит	IX-XI	Кварц, полевой шпат	30; 60
Аплиты	IX-X	Кварц, полевой шпат	30; 60
Пегматит	X-XI	Кварц, полевой шпат	30; 60
Уртиты	IX-X	Нефелин	70-100
Кварциты	X-XII	Кварц	90
Джеспилиты	XI-XII	Кварц, железо	50; 50
Гранодиориты	IX-XI	Кварц, плагиоклаз	20; 70
Альбитофиры	IX-X	Кварц, альбит	40; 40
Железистые кварциты	X-XII	Железо, кварц	40; 60

Следует сразу отметить, что коронки с утолщенной матрицей не нашли широкого применения в практике, хотя они обладают большей износостойкостью. Это объясняется тем, что из-за большей площади торца матрицы требуются большие осевые усилия [5]. Однослойные алмазные коронки, имеющие утолщенную матрицу, меньший радиус закругления торца и большее количество алмазов по внутренней кромке матрицы, предназначены для бурения малоабразивных и абразивных трещиноватых пород VIII-X категорий по буримости. Коронки армируются дроблеными и овализованными алмазами зернистостью 20-30 шт/карат. Однако повышение прочности и износостойкости коронки за счет увеличения толщины ее торца не является лучшим решением, так как бурение коронкой с утолщенной матрицей приводит к увеличению объема разбуриваемой породы, увеличению энергозатрат и, в конечном счете, к снижению механической скорости бурения.

Дополнительно при бурении такими коронками возникает самозаклинивание керна в короночном кольце, в результате чего приходится выполнять расходку бурового снаряда. Для исключения этого явления в работе [2] предложена алмазная коронка с подвижной втулкой в короночном кольце. В корпусе коронки выполнены дополнительные промывочные каналы. Внутри корпуса коронки размещена вращающаяся втулка, в которой выполнены аналогичные отверстия. Буровой шлам, попадая в пространство между столбиком керна и втулкой, замедляет ее вращение. При замедлении вращения втулки ее отверстия периодически совпадают с отверстиями в корпусе коронки и происходит выброс шлама в затрубное пространство, что предупреждает накопление шлама в коронке. Однако данная конструкция коронки не исключает скалывание секторов матрицы при ударных нагрузках.

Для уменьшения действия ударных нагрузок на набегающую часть секторов разработаны коронки со скошенной набегающей частью сектора – алмазные коронки типа БИТ [1, 6]. Выполнение секторов со скошенной набегающей частью позволяет уменьшить осевые нагрузки на коронку и за счет этого уменьшить ударные нагрузки. Предложенная модернизация повысила эффективность работы коронок в трещиноватых породах, но и в этих коронках не устранила самозаклинивание керна и скалывание секторов.

На наш взгляд, наибольшей износостойкостью при бурении трещиноватых горных пород будут обладать коронки со сплошной матрицей и промывочными каналами, выполненными в корпусе коронки. Следует учитывать, что диаметр промывочных каналов должен обеспечивать удаление шлама в затрубное пространство. Известно, что максимальные размеры шлама (частиц разрушенного керна) могут составлять 5-10 мм [2, 5],

что соизмеримо с толщиной корпуса алмазных коронок. Следовательно, диаметр промывочных каналов должен быть максимально приближен к толщине корпуса коронки [4]:

$$d = r_1 - r_2, \quad (3)$$

где  $r_1$ ,  $r_2$  – наружный и внутренний радиусы корпуса коронки.

### Выводы

Наличие дополнительных радиальных промывочных каналов в корпусе коронки будет способствовать увеличению проходки за рейс. Это объясняется тем, что шлам, образующийся в колонковой трубе и в области короночного кольца, будет частично удаляться через радиальные промывочные каналы. В случае самозаклинивания керна в короночном кольце или в матрице очистной агент будет беспрепятственно циркулировать через радиальные промывочные каналы, удалять шлам и охлаждать матрицу алмазной коронки. Дополнительные радиальные промывочные каналы рекомендуется выполнять в корпусе коронки непосредственно над матрицей.

В свою очередь, при бурении скважин в плотных твердых породах, вызывающих заполирование алмазов, ликвидировать заполирование при бурении такой коронкой становится проще, так как наличие промывочных каналов, выполненных в корпусе коронки позволяет беспрепятственно восстанавливать циркуляцию очистного агента.

### Список использованных источников

1. **Исонкин, А.М.** Влияние размера секторов коронки на показатели ее работоспособности / А.М. Исонкин, Р.К. Богданов // Научно-технические достижения и передовой опыт в области геологии и разведки недр. – М.: МГП «Геоинформарк», 1992. – Вып. 11. – С. 45-48.
2. **Кочкарев, А.** Современное представление о механизме самозаклинивания керна / Кочкарев А.В., Башкатов Д.Н. – М.: ВИЭМС, 1987.
3. **Марамзин, А.В.** Алмазное бурение на твердые полезные ископаемые. Технология работ / А.В. Марамзин, Г.А. Блинов. – Л.: Недра, 1977.
4. **Мпезо Мавамбо.** Исследование влияния конструктивных параметров алмазной коронки на ее работоспособность / Мпезо Мавамбо // Записки горного института. – 2002. – Т. 152. – С. 133-134.
5. **Пономарев, П.П.** Алмазное бурение трещиноватых пород / П.П. Пономарев. – Л.: Недра, 1985.
6. **Чихоткин, З.Ф.** Влияние конструктивных особенностей промывочного канала импрегнированной коронки на разрушение горных пород / З.Ф. Чихоткин, Р.К. Богданов, А.П. Загора // Совершенствование техники и технологии бурения скважин на твердые полезные ископаемые: межвуз. научн. сб. УГГТА – Екатеринбург, 1996. – Вып. 19. – С. 68-78.

---

**Gorelikov V.G., Lykov Y.V., Wu Wan Dong**

### Choice of parameters of flush system for diamond-set bits for hard rocks

*The analysis of design data of diamond crowns is made. Feature of work of diamond crowns is noted at drilling of treshchinova rocks, principal views of deterioration of diamonds and a matrix. Are given reko-mendatsii on perfection of diamond crowns. Diameter additional clearing channels which are carried out in the case of diamond crowns is thus certain.*

Поступила в редакцию 11.05.2012 г.

УДК 631.436+536.2.08+551.341

## ВЛИЯНИЕ КРУПНООБЛОМОЧНЫХ ВКЛЮЧЕНИЙ НА ТЕПЛОФИЗИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ГОРНЫХ ПОРОД

Бровка А.Г. (ГНУ «Институт природопользования НАН Беларуси», г. Минск, Беларусь)

*Разработана методика экспериментального определения и обоснован выбор расчетного метода определения коэффициентов теплопроводности горных пород с содержанием крупнообломочной фракции.*

### Введение

Особенность определения коэффициентов теплопроводности крупнообломочных горных пород заключается в наличии неоднородностей, существенно превышающих размеры датчиков температуры и теплового потока. Это приводит к значительным погрешностям экспериментального определения коэффициентов теплопроводности крупнообломочных пород. Указанную проблему, с одной стороны, можно решать путем совершенствования экспериментальных методов исследования коэффициентов теплопроводности горных пород с крупнообломочными включениями, а с другой стороны, необходимо верифицировать существующие расчетные методы определения коэффициентов теплопроводности указанных пород на основе данных о коэффициентах теплопроводности основных породообразующих компонентов.

### Методика экспериментального исследования

С целью минимизации указанных погрешностей предлагается определять коэффициенты теплопроводности крупнообломочных горных пород путем непосредственного определения их коэффициента температуропроводности методом регулярного теплового режима и последующего расчета коэффициента теплопроводности на основании данных об удельной теплоемкости и плотности исследованных горных пород.

Теоретической основой предлагаемого метода является решение задачи теплопроводности для ограниченного цилиндра при граничных условиях третьего рода. Решение такой задачи приведено в монографии А.В. Лыкова [1].

Данное решение позволяет на стадии регулярного теплового режима получить расчетные формулы для определения коэффициента температуропроводности, решая обратную задачу теплопроводности на основе анализа пространственно-временного распределения температуры. Регулярный тепловой режим характерен тем, что вклад всех слагаемых фигурируемых в решении в виде бесконечного ряда, становится пренебрежительно малым по сравнению с первым членом ряда. Тогда пространственно-временное распределение температуры  $\Theta(r, z, \tau)$  с достаточной степенью точности описывается формулой:

$$\Theta(r, z, \tau) = \frac{T_c - T(r, z, \tau)}{T_c - T_0} = A_{1,1} A_{1,2} J_0 \left( \mu_{1,1} \frac{r}{R} \right) \cos \left( \mu_{1,2} \frac{z}{l} \right) \times \exp \left[ - \left( \frac{\mu_{1,1}^2}{R^2} + \frac{\mu_{1,2}^2}{l^2} \right) a \tau \right], \quad (1)$$

где  $T_c$  – температура среды;

$T(r, z, \tau)$  – температура ограниченного цилиндра как функция радиальной координаты  $r$ , вертикальной координаты  $z$  и времени  $\tau$ ;

$T_0$  – начальная температура;

$A_{1,1}$  и  $A_{1,2}$  – тепловые амплитуды;

$J_0$  – функция Бесселя первого рода нулевого порядка;

$\mu_{1,1}$  и  $\mu_{1,2}$  – корни соответствующих характеристических уравнений;

$a$  – коэффициент температуропроводности.

Из приведенной формулы видно, что логарифм относительной температуры  $\Theta(r, z, \tau)$  любой точки ограниченного цилиндра в зависимости от времени будет изменяться по линейному закону:

$$\ln \Theta(r, z, \tau) = A(r, z) - \left( \frac{\mu_{1,1}^2}{R^2} + \frac{\mu_{1,2}^2}{l^2} \right) a \tau. \quad (2)$$

Это позволяет по наклону прямой, выражающей зависимость относительной температуры от времени, определить значение комплексного параметра  $m$ , в который входит коэффициент температуропроводности материала и корни характеристических уравнений  $\mu_{1,1}$  и  $\mu_{1,2}$ , а также характерные размеры ограниченного цилиндра:

$$m = - \left( \frac{\mu_{1,1}^2}{R^2} + \frac{\mu_{1,2}^2}{l^2} \right) a. \quad (3)$$

Значения параметров  $\mu_{1,1}$  и  $\mu_{1,2}$  можно получить, исходя из решения (1), по соотношению относительных температур  $\Theta(r, z, \tau)$  центра цилиндра и определенных точек на его поверхности:

$$\frac{\Theta(0, l, \tau)}{\Theta(0, 0, \tau)} = \cos(\mu_{1,2}), \quad (4)$$

$$\frac{\Theta(R, 0, \tau)}{\Theta(0, 0, \tau)} = J_0(\mu_{1,1}). \quad (5)$$

По значению функций  $\cos(\mu_{1,2})$  и  $J_0(\mu_{1,1})$  путем сравнения относительных температур на поверхности цилиндра в точках, расположенных в плоскостях симметрии ограниченного цилиндра, а именно в центральной части образующей цилиндра  $(R, 0)$  и в центральной части торцевых поверхностей  $(0, l)$  определяются параметры  $\mu_{1,1}$  и  $\mu_{1,2}$ . Далее по значению  $m$ , а также параметров  $\mu_{1,1}$  и  $\mu_{1,2}$  определяется коэффициент температуропроводности:

$$a = - \frac{m}{\left( \frac{\mu_{1,1}^2}{R^2} + \frac{\mu_{1,2}^2}{l^2} \right)}. \quad (6)$$

Таким образом, по термограммам трех точек охлаждения или нагревания образца горной породы в форме ограниченного цилиндра в среде с постоянной температурой, можно определить коэффициент температуропроводности исследуемой горной породы. По значению коэффициента температуропроводности материала, его плотности  $\rho$  и удельной теплоемкости  $c$ , полученной с помощью калориметрического метода [3], определяют коэффициент теплопроводности  $\lambda$  по известной формуле:

$$\lambda = ac\rho. \quad (7)$$

Для технической реализации этого способа необходимо иметь керновый материал правильной цилиндрической формы и четыре датчика температуры, один из которых должен помещаться в центре керна, второй – в центре торцевой поверхности, третий – в центральной части боковой поверхности и четвертый – в камере термостатирования.

Данный способ при соответствующем техническом оснащении можно применять для исследования коэффициентов теплопроводности кернового материала ненарушенного сложения, просверлив в центральной его части канал диаметром не более 3 мм под датчик температуры.

При исследовании несвязных крупнообломочных пород аналогичным методом необходимо учесть следующие факторы. С одной стороны, для придания несвязному материалу формы цилиндра, необходимо поместить его в соответствующую цилиндрическую емкость. Если эта емкость изготовлена из материала сравнительно невысокой теплопроводности, то необходимо учитывать тепловое сопротивление цилиндрической оболочки. С другой стороны, вследствие существенной неоднородности крупнообломочной породы измерения температуры на поверхностных точках образца будут осуществляться со значительными погрешностями. Поэтому предлагается цилиндрическую оболочку для несвязанного образца выполнить из металла высокой теплопроводности, например, из дюралюминия либо из латуни. Наличие теплопроводной металлической оболочки позволит усреднить температуру на поверхности образца и этим самым улучшить воспроизводимость результатов опытов. Однако при этом усложнится аналитическое решение задачи.

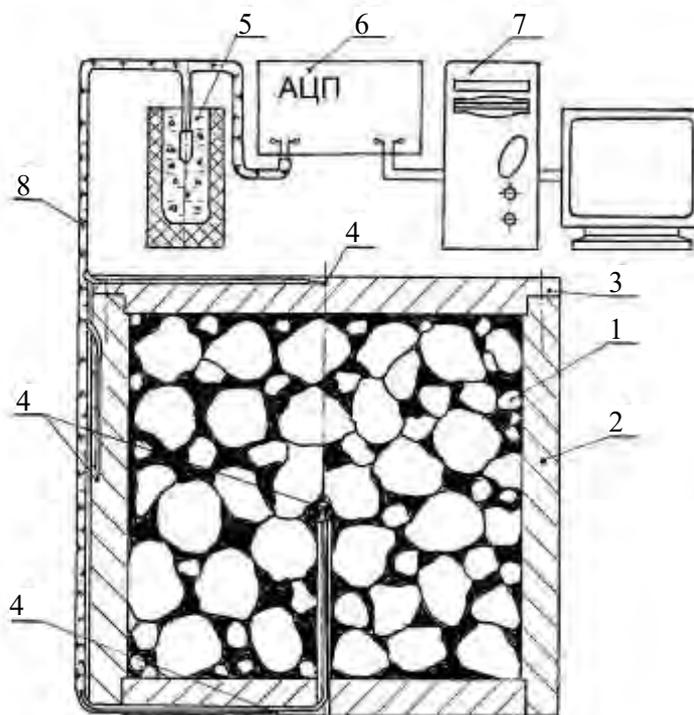
С учетом того, что в настоящее время неизвестно точное аналитическое решение задачи теплопроводности с граничными условиями третьего рода для ограниченного цилиндра с металлической оболочкой, предлагается в первом приближении оценивать коэффициент теплопроводности по формулам (1-6) без учета металлической оболочки. Для точного расчета коэффициента теплопроводности материала предлагается использовать численное решение задачи для ограниченного цилиндра, разработанное совместно с К.В. Пяткевичем [2].

Задавая размеры, граничные условия и теплофизические характеристики образца горной породы, можно получить в качестве выходных параметров кинетику температуры в контрольных точках. При этом удельная теплоемкость задается строго в соответствии со значениями, полученными калориметрическим методом для исследуемого диапазона температуры. Значения коэффициента теплопроводности и коэффициента теплообмена задаются в первом приближении в соответствии с результатами, полученными по формулам (3-6) без учета металлической оболочки. Затем указанные параметры уточняются путем коррекции их на основании расхождения результатов экспериментальной и расчетной кинетики температур в контрольных точках.

Для реализации разработанного метода изготовлена установка, представленная на рисунке 1. Основным элементом данной установки является цилиндрическая дюралю-

люминиевая кювета с крышкой с внутренним диаметром 95 мм и высотой 95 мм. Толщина стенки кюветы составляет 5 мм. В днище кюветы закреплен стержень из теплоизолятора, на конце которого расположен спай медьконстантановой термопары. На боковой поверхности и крышке кюветы также расположены спаи медьконстантановых термопар. Измерения температуры осуществляется с помощью компьютерного порта В-381, в котором имеется предусилитель и АЦП. Разработанная программа ведет регистрацию температуры в контрольных точках и сохраняет данные в файл.

Опыт по определению коэффициента теплопроводности крупнообломочной породы проводится в следующей последовательности. Исследуемой породой заполняется кювета, уплотняется нагрузкой в соответствии с горным давлением и затем помещается в термостатируемую камеру с заданной температурой. После выравнивания температуры в образце кювета переносится в другую камеру, температура которой отличается от предыдущей на 3-5 °С в большую либо меньшую сторону. В процессе опыта с интервалом 100 с ведется регистрация температуры в контрольных точках. После выравнивания температуры в образце опыт прекращают и извлекают горную породу из кюветы для определения ее влагосодержания и фракционного состава.



- 1 – крупнообломочная порода; 2 – металлический корпус устройства; 3 – крышка;  
4 – датчики температуры; 5 – ноль-термостат; 6 – аналогово-цифровой преобразователь;  
7 – компьютер; 8 – линия связи

**Рисунок 1 – Установка для определения теплопроводности крупнообломочных горных пород методом регулярного теплового режима**

Следует отметить, что основной особенностью разработанного метода определения коэффициента теплопроводности горных пород, содержащих крупнообломочные включения, является слабая зависимость вариаций показаний датчиков температуры от локальных неоднородностей горных пород. Это, с одной стороны, определяется тем, что в центральной части ограниченного цилиндра градиент температуры имеет минимальное значение, а, с другой стороны, на поверхности цилиндра темпера-

турное поле усредняется за счет металлической оболочки. Указанные факторы позволяют минимизировать погрешности определения коэффициента температуропроводности крупнообломочных горных пород за счет их локальных неоднородностей, чего нельзя добиться с помощью других методов, например, зондовых. В отличие от предлагаемого метода для зондовых методов характерно максимальное значение градиента температуры в зоне контакта зонда с горной породой. Поэтому локальные неоднородности в этой зоне могут вызывать существенные погрешности определения коэффициента температуропроводности и в такой же степени коэффициента теплопроводности горных пород, содержащих крупнообломочные включения.

### **Экспериментальные исследования влияния объемной доли крупнообломочной фракции на коэффициенты теплопроводности горных пород**

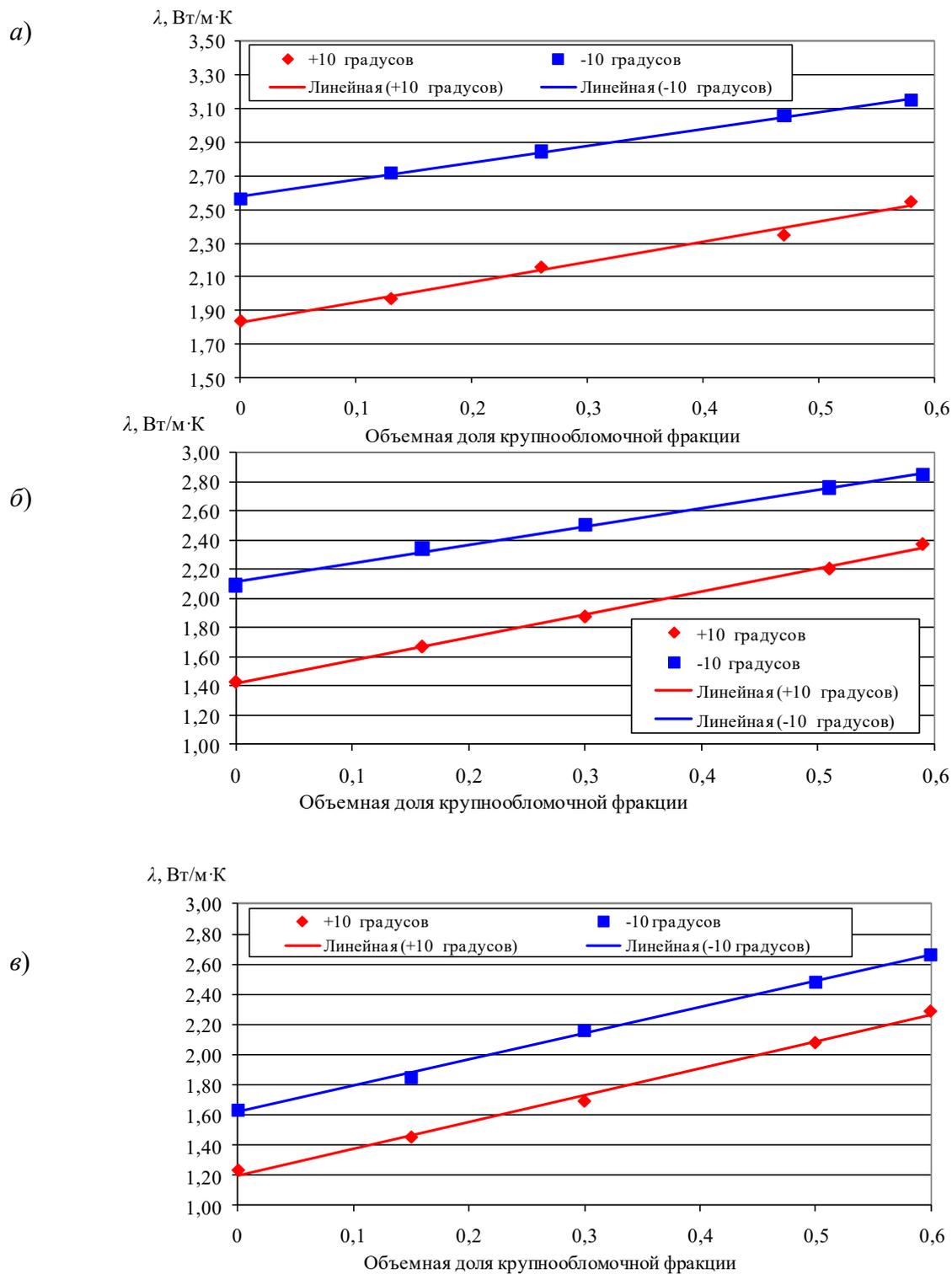
Исследования проведены при положительной (+10 °С) и отрицательной (-10 °С) температурах с гравийно-галечной фракцией размером частиц от 5 до 15 мм в качестве крупнообломочной фракции и тремя песчано-глинистыми горными породами в качестве заполнителя. Вначале проведены исследования коэффициентов теплопроводности песчаных и глинистых горных пород без наличия крупнообломочной фракции. При этом исследования проведены по стандартному методу стационарного теплового режима на ранее разработанном устройстве [3] и разработанному методу регулярного теплового режима. Оба этих метода дали сопоставимые результаты, расхождение соответствующих данных не превысило 6 %. После этого были приготовлены смеси с различным соотношением песчаных и глинистых горных пород. Максимальное количество крупнообломочной фракции составляло около 60 % и определялось максимально возможной упаковкой крупнообломочной фракции данного состава. Полученные данные представлены на рисунке 2.

### **Обоснование выбора расчетного метода определения коэффициентов теплопроводности горных пород с содержанием крупнообломочной фракции**

Анализ литературных источников и нормативных документов показал, что существуют различные подходы к оценке коэффициентов теплопроводности крупнообломочных горных пород. Сущность проблемы заключается в оценке влияния на теплопроводность породы контактной теплопроводности крупнообломочной фракции. В зависимости от формы крупнообломочных включений и их объемной доли могут реализовываться различные комбинации упаковки. Поэтому выбор наиболее адекватного варианта может быть обоснован путем сопоставления с соответствующими экспериментальными методами.

По нашему мнению, заслуживают внимания графические данные по оценке коэффициентов теплопроводности горных пород, содержащих крупнообломочные включения, приведенные в «Методических рекомендациях по проектированию земляного полотна железных дорог на пучинистых грунтах в суровых климатических условиях» [4] и аналитические методы, приведенные в работах [5, 6].

На рисунках 3 и 4 приведены номограммы для определения коэффициентов теплопроводности горных пород, содержащих крупнообломочные фракции рекомендованные в нормативном документе [4].



*а* – заполнитель песок ( $T = +10\text{ }^{\circ}\text{C}$ ,  $\lambda = 1,84\text{ Вт/м}\cdot\text{К}$ ;  $T = -10\text{ }^{\circ}\text{C}$ ,  $\lambda = 2,56\text{ Вт/м}\cdot\text{К}$ );

*б* – заполнитель супесь ( $T = +10\text{ }^{\circ}\text{C}$ ,  $\lambda = 1,43\text{ Вт/м}\cdot\text{К}$ ;  $T = -10\text{ }^{\circ}\text{C}$ ,  $\lambda = 2,09\text{ Вт/м}\cdot\text{К}$ );

*в* – заполнитель глина ( $T = +10\text{ }^{\circ}\text{C}$ ,  $\lambda = 1,23\text{ Вт/м}\cdot\text{К}$ ;  $T = -10\text{ }^{\circ}\text{C}$ ,  $\lambda = 1,63\text{ Вт/м}\cdot\text{К}$ )

**Рисунок 2 – Зависимость коэффициентов теплопроводности горных пород от объемной доли крупнообломочных включений при различных коэффициентах теплопроводности заполнителя и температуре**

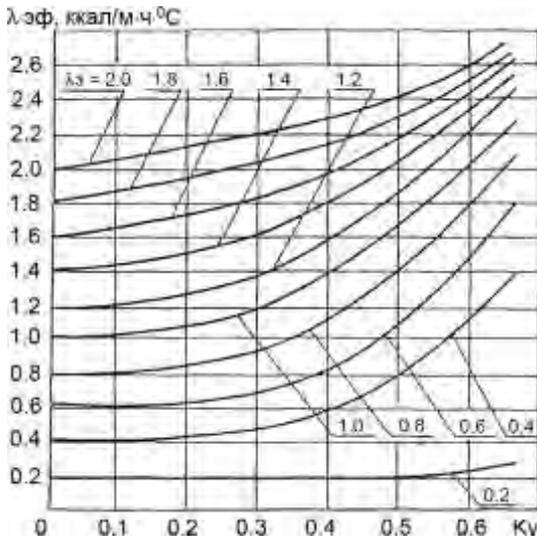


Рисунок 3 – Эффективный коэффициент теплопроводности  $\lambda_{эф}$  крупнообломочных грунтов в зависимости от значений коэффициента теплопроводности мелкозернистого заполнителя  $\lambda_з$  в талом состоянии и объемного содержания крупных частиц  $K_v$

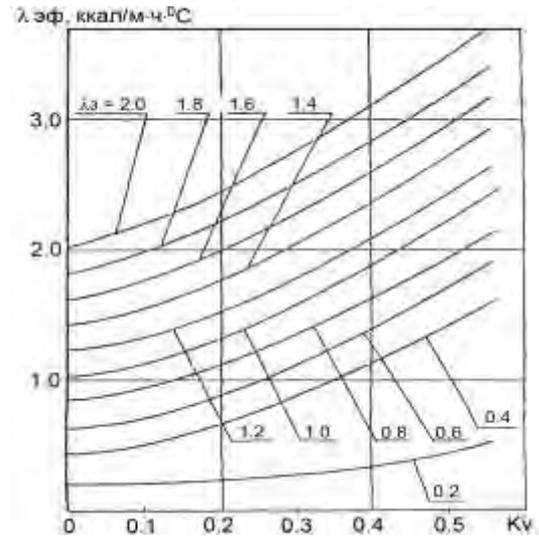


Рисунок 4 – Эффективный коэффициент теплопроводности  $\lambda_{эф}$  крупнообломочных грунтов в зависимости от значений коэффициента теплопроводности мелкозернистого заполнителя  $\lambda_з$  в мерзлом состоянии и объемного содержания крупных частиц  $K_v$

К сожалению, в этих номограммах отсутствует входной параметр, связанный с теплопроводностью крупнообломочной фракции. Поэтому данные номограммы могут давать адекватные результаты только для определенного состава крупнообломочных горных пород.

Проанализируем сейчас возможность оценки коэффициентов теплопроводности горных пород, содержащих крупнообломочные фракции, с помощью аналитических расчетов, представленных в работах [5, 6].

Эффективная теплопроводность согласно [5] имеет вид:

$$\lambda_{эф} = \lambda_0 + \frac{(\lambda_1 - \lambda_0)(7\beta^2 + 22\beta + 7)K_v}{\beta(7\chi + 17) + 5\chi + 7}, \quad (8)$$

где  $\chi = \lambda_1 / \lambda_0$ ;

$$\beta = \frac{\chi(1+11K_v) + 5 - 11K_v + \sqrt{[\chi(1+11K_v) + 5 - 11K_v]^2 + [7\chi(1-K_v) + 17 + 7K_v][\chi(5+7K_v) + 7(1-K_v)]}}{7\chi(1-K_v) + 17 + 7K_v}.$$

Второй вариант, предложенный в работе [6], имеет вид:

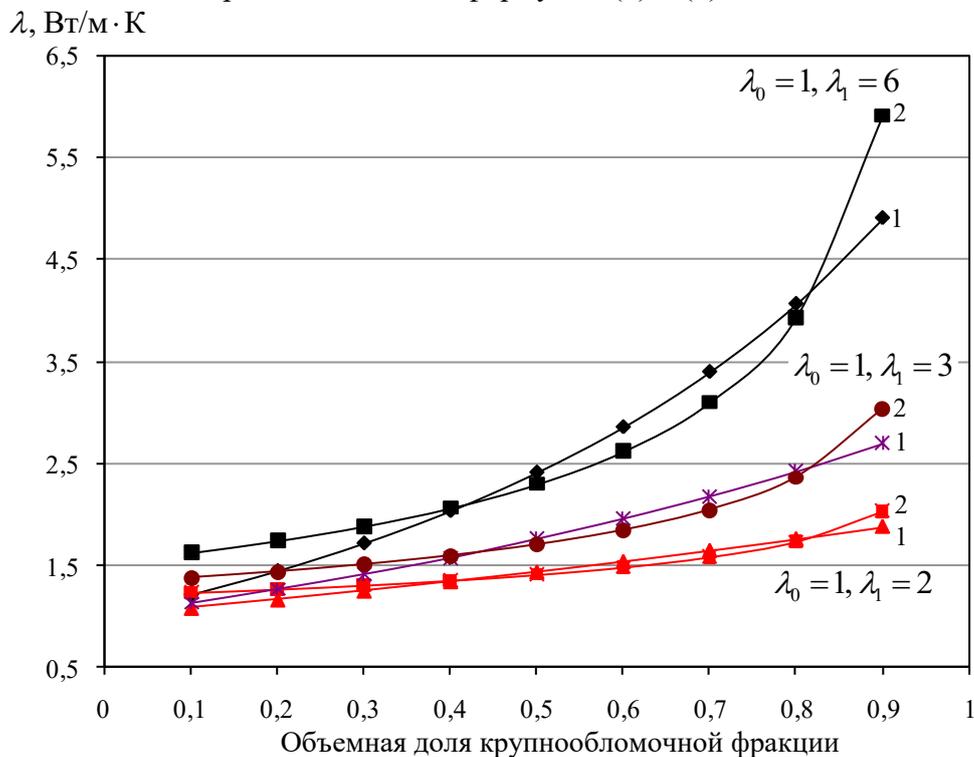
$$\lg(\lambda_{эф} / \lambda_0) = [0,28 - 0,757 \lg(1 - K_v) - 0,0571 \lg(\lambda_1 - \lambda_0)] \lg(\lambda_1 / \lambda_0), \quad (9)$$

где  $\lambda_0$  – коэффициент теплопроводности заполнителя;

$\lambda_1$  – коэффициент теплопроводности заполнителя крупнообломочной фракции;

$K_v$  – объемная доля крупнообломочной фракции.

На рисунке 5 проиллюстрированы зависимости эффективного коэффициента теплопроводности от объемной доли крупнообломочной фракции при различных соотношениях коэффициентов теплопроводности крупнообломочной фракции и тонкодисперсного заполнителя, рассчитанные по формулам (8) и (9).



**Рисунок 5 – Зависимости эффективного коэффициента теплопроводности от объемной доли крупнообломочной фракции при различных соотношениях коэффициентов теплопроводности крупнообломочной фракции и тонкодисперсного заполнителя, рассчитанные по формулам (8) – 1 и (9) – 2**

Из приведенных данных видно, что оба метода дают очень близкие результаты в центральной части диапазона значений объемной доли крупнообломочной фракции. В крайних точках этого диапазона наблюдаются заметные расхождения. В этих случаях можно воспользоваться оценкой коэффициента теплопроводности с помощью модели изолированных включений [7], которая вполне оправдана при малой объемной доле крупнообломочной фракции, рассматривая ее как изолированное включение. При большой доле крупнообломочной фракции в качестве изолированного включения можно рассматривать тонкодисперсный заполнитель. Сравнение результатов расчетов с экспериментальными данными показало, что расчеты по формуле (9) дают несколько завышенные результаты в начале и конце диапазона изменения объемной доли крупнообломочной фракции.

Сопоставление экспериментальных данных и расчетных данных по формуле (8) показало (таблица), что расхождение составляет не более 6 %. При этом индивидуальный коэффициент теплопроводности крупнообломочных включений соответствует значению 3,4 Вт/м·К. Такое значение характерно для известняка и гранита.

Таблица – Теплопроводность крупнообломочных пород

Образец	Объемная доля крупнообломочной фракции	Плотность, г/см <sup>3</sup>	Влагосодержание, кг/кг	Коэффициент теплопроводности, Вт/м·К			
				+10 °С		-10 °С	
				эксперимент	расчет	эксперимент	расчет
Песок	0,00	2,16	0,153	1,84	-	2,56	-
	0,13	2,24	0,125	1,97	2,00	2,72	2,66
	0,26	2,31	0,102	2,16	2,18	2,85	2,76
	0,47	2,43	0,067	2,35	2,48	3,06	2,93
	0,58	2,47	0,055	2,55	2,65	3,15	3,03
Супесь	0,00	2,01	0,247	1,43	-	2,09	-
	0,16	2,14	0,187	1,67	1,66	2,34	2,27
	0,30	2,25	0,144	1,87	1,88	2,50	2,43
	0,51	2,38	0,009	2,20	2,26	2,76	2,70
	0,59	2,41	0,072	2,37	2,41	2,85	2,80
Глина	0,00	2,13	0,187	1,23	-	1,63	-
	0,15	2,20	0,151	1,40	1,45	1,85	1,83
	0,30	2,28	0,113	1,65	1,69	2,16	2,06
	0,50	2,39	0,075	2,02	2,08	2,48	2,38
	0,60	2,45	0,057	2,25	2,29	2,66	2,56

Таким образом, для оценки эффективного коэффициента теплопроводности можно рекомендовать формулу (8).

### Заключение

Проведенные экспериментальные исследования и анализ расчетных методов позволяют сделать заключение о том, что, используя опорные экспериментальные данные, полученные на ограниченном количестве проб горных пород, содержащих определенное количество крупнообломочных включений, с помощью расчетных методов можно оценивать коэффициенты теплопроводности горных пород различного состава. Для этой цели можно использовать композиции мелкодисперсных горных пород с крупнообломочными включениями размером до 15 мм, позволяющие провести эксперименты на пробах сравнительно небольшого размера. После этого можно сделать расчет коэффициентов теплопроводности горной породы, соответствующий реальному содержанию крупнообломочной фракции, используя расчетный метод, предложенный в работе [5].

### Список использованных источников

1. **Лыков, А.В.** Теория теплопроводности / А.В. Лыков. – М.: Высшая школа, 1967. – 599 с.
2. **Бровка, А.Г.** Моделирование теплообмена в устройствах для исследования теплофизических характеристик природных дисперсных систем / А.Г. Бровка, К.В. Пяткевич // Природопользование. – 2010. – № 17. – С. 145-151.

3. **Бровка, А.Г.** Приборы и методы исследования теплофизических характеристик и фазового состава воды горных пород при отрицательных температурах / А.Г. Бровка, И.И. Романенко // Горная механика. – 2009. – № 1. – С. 71-79.

4. Методические рекомендации по проектированию земляного полотна железных дорог на пучинистых грунтах в суровых климатических условиях. – М.: Стройиздат, 1986. – 151 с.

5. **Буевич, Ю.А.** Эффективная теплопроводность дисперсной среды при малых числах Пекле / Ю.А. Буевич, Ю.А. Корнеев // Инженерно-физический журнал. – 1976. – Т. 31, № 4. – С. 607-612.

6. **Миснар, А.** Теплопроводность твердых тел, жидкостей, газов и их композиций / А. Миснар. – М.: Мир, 1968. – 464 с.

7. **Дульнев, Г.Н.** Процессы переноса в неоднородных средах / Г.Н. Дульнев, В.В. Новиков. – Л.: ЭнергATOMиздат, 1991. – 248 с.

---

**Brovka A.G.**

**Influence of macrofragmental inclusions on rock thermal and physical characteristics**

*Method of experimental determination and calculation method for determining of heat conduction coefficients of rock with macrofragmental inclusions are established.*

Поступила в редакцию 21.02.2012 г.

## МАШИНОСТРОЕНИЕ

УДК 531.391

ДИНАМИКА ВИБРОУДАРНОЙ СИСТЕМЫ ПЕРФОРАТОРА  
С УЧЕТОМ ПОДАТЛИВОСТИ ШТАНГИ

Платовских М.Ю. (УО «Санкт-Петербургский государственный горный институт им. Г.В. Плеханова (технический университет)», Россия)

*В данной работе продолжены исследования динамики и эффективности работы перфоратора с виброударной системой поршень – боек – штанга на основе усовершенствованной трехмассовой модели. В ней штанга перфоратора представляется как упругий стержень с распределенной массой и жесткостью. Такое усовершенствование расчетной модели позволяет учесть перемещение штанги в породе при ее упругих колебаниях.*

## Введение

В работе [1] исследовалась динамика виброударной системы поршень – боек – штанга перфоратора (рисунок 1). В результате исследований был теоретически обоснован известный из практики бурения шпуров эффект увеличения проходки при применении модифицированного перфоратора, в котором в зазоре между поршнем и штангой помещено небольшое тело – боек. Было отмечено, что в рассматриваемой системе возникает высокочастотный колебательный процесс переменной частоты – дребезг, приводящий к росту перемещения штанги в породе. При этом в модели достаточно протяженная штанга рассматривается как твердое тело. Однако если иметь в виду высокочастотное воздействие дребезга на штангу, то моделирование штанги в виде твердого тела является некорректным. Считая штангу стержнем с распределенными массой и жесткостью, рассмотрим динамические процессы, происходящие в ней под воздействием периодического высокочастотного возбуждения (дребезга) со стороны бойка. Можно предположить, что учет динамики штанги внесет определенный вклад в увеличение ее перемещения в породе.

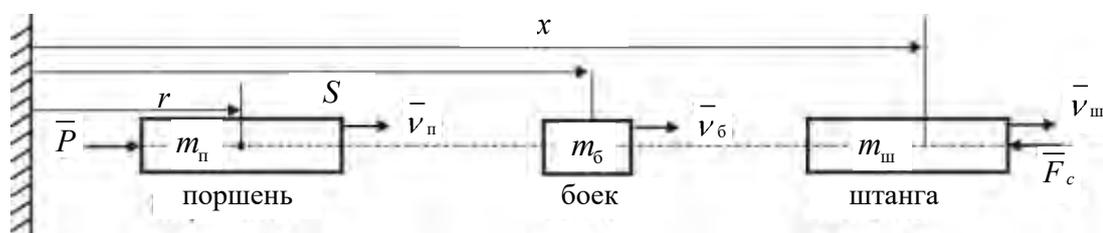


Рисунок 1 – Расчетная модель перфоратора

Считаем теперь, что штанга представляет собой прямолинейный стальной стержень постоянного сечения (модуль упругости на растяжение-сжатие –  $E = 2,1 \cdot 10^{11}$  Па, плотность материала –  $\rho = 7,8 \cdot 10^3$  кг/м<sup>3</sup>, длина штанги –  $l = 0,8$  м, ее масса –

$m_{ш} = 5 \text{ кг}$ ). Рассматривая штангу как свободный стержень, ее собственные частоты продольных колебаний могут быть определены по формуле:

$$\lambda_k = \frac{k\pi}{l} \sqrt{\frac{E}{\rho}}, \quad (k = 1, 2, 3, \dots). \quad (1)$$

Таким образом, две первые собственные частоты продольных колебаний штанги:

$$\lambda_1^{ш} = 20376 \text{ с}^{-1} \text{ (3243 Гц)}, \quad \lambda_2^{ш} = 40752 \text{ с}^{-1} \text{ (6486 Гц)}.$$

Считая, что внешний контур сечения штанги представляет собой шестигранник, вписанный в окружность диаметром  $D = 5 \cdot 10^{-2} \text{ м}$ , а внутри сечения имеется концентрическая выемка диаметром  $d = 1 \cdot 10^{-2} \text{ м}$ , определим площадь сечения:

$$S_{ш} = \frac{\pi}{4}(D^2 - d^2) - 6\left(\frac{\pi D^2}{4 \cdot 6} - \frac{D^2 \cos 30^\circ}{2 \cdot 2 \cdot 2}\right) = \frac{\pi}{4} (5 \cdot 10^{-2})^2 - (1 \cdot 10^{-2})^2 - 0,12 \cdot (5 \cdot 10^{-2})^2 = 1,5 \cdot 10^{-3} \text{ м}^2.$$

Определим жесткость штанги на растяжение-сжатие:

$$c_{ш} = \frac{ES_{ш}}{l} = \frac{2,1 \cdot 10^{11} \cdot 1,5 \cdot 10^{-3}}{0,8} = 4 \cdot 10^8 \text{ Н/м}.$$

При исследовании динамики штанги будем моделировать ее с помощью трех-массовой системы (рисунок 2): всю массу штанги разобьем равномерно между тремя массами модели:  $m = \frac{m_{ш}}{3}$ , а жесткость штанги распределим между двумя последовательно соединенными одноосными упругими элементами:  $c = 2 \cdot c_{ш}$ , т.к. при последовательном соединении пружин  $\frac{1}{c_{ш}} = \frac{1}{c} + \frac{1}{c}$ .

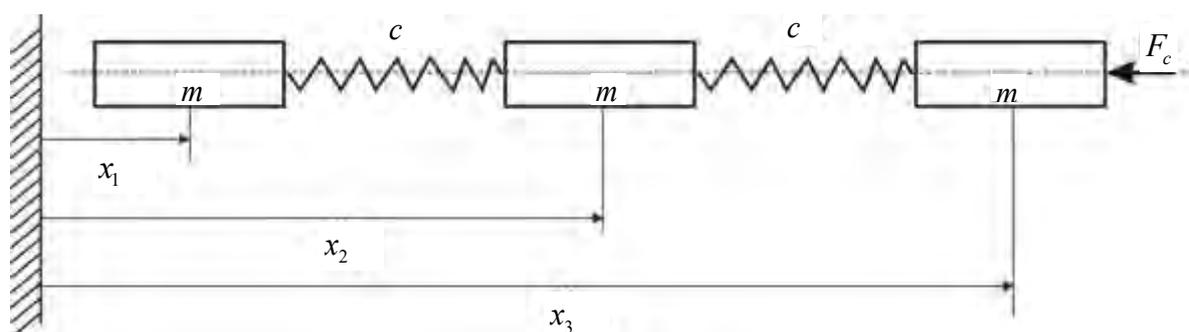


Рисунок 2 – Динамическая модель штанги перфоратора

Таким образом, в модели:

$$m = 1,7 \text{ кг}; \quad c = 8 \cdot 10^8 \text{ Н/м}.$$

Как и ранее, предполагаем, что со стороны породы на штангу (правую массу в модели) действует сила сопротивления, пропорциональная скорости движения ее крайней правой сечения (правой массы в модели):

$$F_c = k \dot{x}_3.$$

Уравнения движения системы в переменных  $x_1, x_2, x_3$  будут иметь вид:

$$\begin{aligned} m \ddot{x}_1 &= -c(x_1 - x_2), \\ m \ddot{x}_2 &= c(x_1 - x_2) - c(x_2 - x_3), \\ m \ddot{x}_3 &= -c(x_2 - x_3) - k \dot{x}_3. \end{aligned} \quad (2)$$

Собственные частоты колебаний системы (2) определим, используя программу MATHCAD, как мнимые части собственных чисел матрицы правой части системы:

$$A = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \\ -\alpha^2 & \alpha^2 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ \alpha^2 & -2\alpha^2 & \alpha^2 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \alpha^2 & -\alpha^2 & 0 & 0 & -\mu. \end{bmatrix}$$

Здесь обозначено:  $\alpha^2 = \frac{c}{m}$ ,  $\mu = \frac{k}{m}$ . Например, при  $k = 10^4$  Нс/м [1] ненулевые собственные частоты в модели штанги:  $\lambda_1^{\text{мод}} = 21500 c^{-1}$ ,  $\lambda_2^{\text{мод}} = 37400 c^{-1}$ .

Отметим, что  $\lambda_1^{\text{мод}}$  достаточно сильно зависит от параметров задачи, например от  $k$ . Вторая собственная частота с изменением коэффициента  $k$  изменяется значительно слабее. Важно отметить, что в смысле описания динамики штанги используемая трехмассовая модель представляется в достаточной мере адекватной: первая собственная частота колебаний рассматриваемой модели  $\lambda_1^{\text{мод}} = \lambda_1 = 21500 c^{-1}$  близка к первой собственной частоте продольных колебаний штанги –  $\lambda_1^{\text{ш}} = 20376 c^{-1}$ . Расхождение вторых собственных частот является более существенным:  $\lambda_2^{\text{мод}} = \lambda_2 = 37400 c^{-1}$  и  $\lambda_2^{\text{ш}} = 40752 c^{-1}$ .

Будем интегрировать уравнения (2) с целью определения поступательного движения правой массы (отождествляемой в модели с перемещением конца штанги в забое).

**Прямой единичный удар поршня по штанге (без бояка).** Как было показано в [1], перед ударом поршня по штанге первый обладает скоростью:

$$v_{\text{ш-}} = \sqrt{\frac{2P_0 l_1}{m_1}},$$

где  $P_0 = 1500$  – сила, действующая на поршень, Н;

$l_1 = 0,05$  – пробег поршня перед ударом, м;

$m_{\text{ш}} = 2$  – масса поршня, кг.

Для определения послеударной скорости штанги  $v_{\text{ш+}}$  запишем теорему об изменении импульса системы и условие, связывающее послеударную и доударную относительные скорости поршня и штанги:

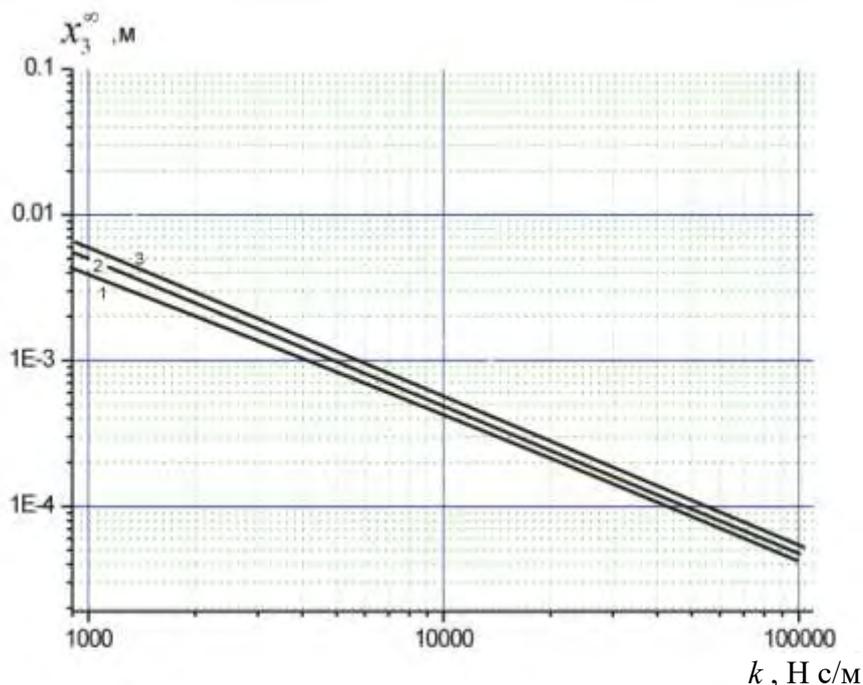
$$m_{ш} v_{ш+} + m_{п} v_{п+} - m_{п} v_{п-} = P_0 \tau,$$

$$|v_{ш+} - v_{п+}| = R v_{п-}.$$

Здесь  $\tau = 2,94 \left( \frac{5M}{3\alpha} \right)^{\frac{2}{5}} v_{п-}^{-0,2}$ , ( $M = \frac{m_{п} m_{ш}}{m_{п} + m_{ш}}$ ,  $\alpha = 3 \cdot 10^{10} \text{ Н/м}^{3/2}$ ) – длительность соударения по Герцу [3]. Отсюда для скорости штанги после удара получим:

$$v_{ш+} = [P_0 \tau + m_{п} (1 + R) v_{п-}] / (m_{п} + m_{ш}).$$

Проинтегрируем систему уравнений (2) с начальными условиями: при  $t = 0$ ;  $x_1 = x_2 = x_3 = 0$ ;  $v_1 = v_{ш+}$ ;  $v_2 = v_3 = 0$ .



$$1 - R = 0,5; 2 - R = 0,56; 3 - R = 0,6$$

**Рисунок 3 – Зависимости  $x_3^{\infty}$  от коэффициента  $k$  при отсутствии бойка**

В результате интегрирования системы (2) получим зависимости координат и скоростей элементов трехмассовой модели штанги от времени. На рисунке 3 представлены зависимости перемещения правой массы модели при  $t \rightarrow \infty$  –  $x_3^{\infty}$  (конца штанги в забое) при однократном ударе поршня по штанге от коэффициента сопротивления породы  $k$  при различных значениях коэффициента восстановления  $R$  (при  $R = 0,5 \div 0,6$  и  $k = 10^4 \text{ Н} \cdot \text{с/м}$   $x_3^{\infty} \approx 6,7 \cdot 10^{-4} \text{ м}$ ). Здесь происходит удар соизмеримых по массе тел – поршня и штанги, поэтому коэффициент восстановления  $R$  в данном случае принимается традиционным для стали –  $R = 0,5 \div 0,6$ .

**Удар поршня при наличии бойка.** В качестве возбудителя движения в системе будем использовать сообщаемую левой массе скорость (импульс) со стороны бойка, полученную при моделировании процесса дребезга [1].

Из таблицы видно, что частоты колебаний при дребезге в большинстве случаев превышают значения двух первых собственных частот продольных колебаний штанги:

$\lambda_1^{\text{м}} = 20376 \text{ с}^{-1}$ ,  $\lambda_2^{\text{м}} = 40752 \text{ с}^{-1}$  и собственные частоты модели:  $\lambda_1^{\text{мод}} = \lambda_1 = 21500 \text{ с}^{-1}$ ,  $\lambda_2^{\text{мод}} = \lambda_2 = 37400 \text{ с}^{-1}$ . Это позволяет сделать вывод об отсутствии в системе каких-либо существенных резонансных явлений при принятых значениях ее параметров. Однако при других сочетаниях параметров, например, при увеличении первоначального зазора между бойком и поршнем до  $\Delta_{\text{б-п}} = 1 \cdot 10^{-2} \text{ м}$  частоты  $\omega_i$  следования импульсов дребезга бойка оказываются близкими к собственным частотам штанги  $\lambda_1^{\text{м}}$  или  $\lambda_2^{\text{м}}$ . При этом развиваются интенсивные резонансные колебания штанги.

Таблица – Значения скачков скорости  $\Delta v_i$  при ударе бойка по штанге (по левой массе модели) и частот (условных) этих скачков  $\omega_i$

$R = 0,7$			$R = 0,8$			$R = 0,9$		
$t_i, 10^{-4} \text{ с}$	$\Delta v_i, \text{ м/с}$	$\omega_i, 10^4 \text{ с}^{-1}$	$t_i, 10^{-4} \text{ с}$	$\Delta v_i, \text{ м/с}$	$\omega_i, 10^4 \text{ с}^{-1}$	$t_i, 10^{-4} \text{ с}$	$\Delta v_i, \text{ м/с}$	$\omega_i, 10^4 \text{ с}^{-1}$
0	0,46	-	0	0,53	-	0	0,58	-
1,94	0,61	8,5	2,1	0,74	9,0	1,74	0,91	3,6
2,68	0,57	13,9	2,6	0,76	13,9	2,63	0,96	7,1
3,13	0,43	14,2	3,3	0,56	14,2	3,35	0,79	8,7
3,6	0,31	9,5	3,6	0,36	20,9	4,46	0,52	5,6
4,01	0,18	7,8	4,0	0,2	15,7	7,57	0,21	2,1
4,7	0,11	5,7	5,4	0,09	4,5			

Систему уравнений (2) будем численно интегрировать поэтапно на интервалах  $[t_i, t_{i+1}]$  (таблица), на каждом этапе добавляя к скорости левой массы  $v_1$  соответствующую величину  $\Delta v_i$ . Роль возбудителя движения в системе будет играть сообщаемая левой массе штанги скорость (импульс) бойка, полученная при моделировании процесса дребезга (рисунок 4). Характерный пример таких вычислений приведен на рисунке 5.

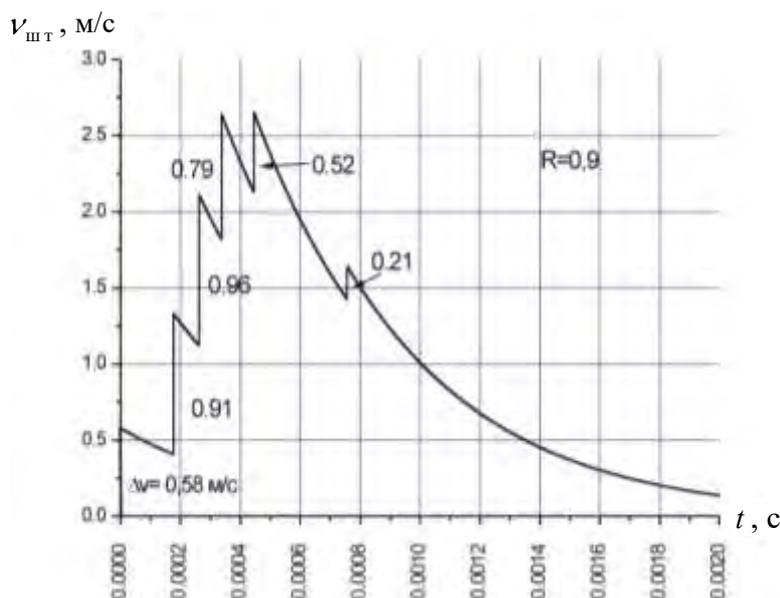


Рисунок 4 – Скорость, сообщаемая штанге бойком при дребезге ( $k = 10^4 \text{ Н} \cdot \text{с/м}$ ,  $R = 0,9$ )

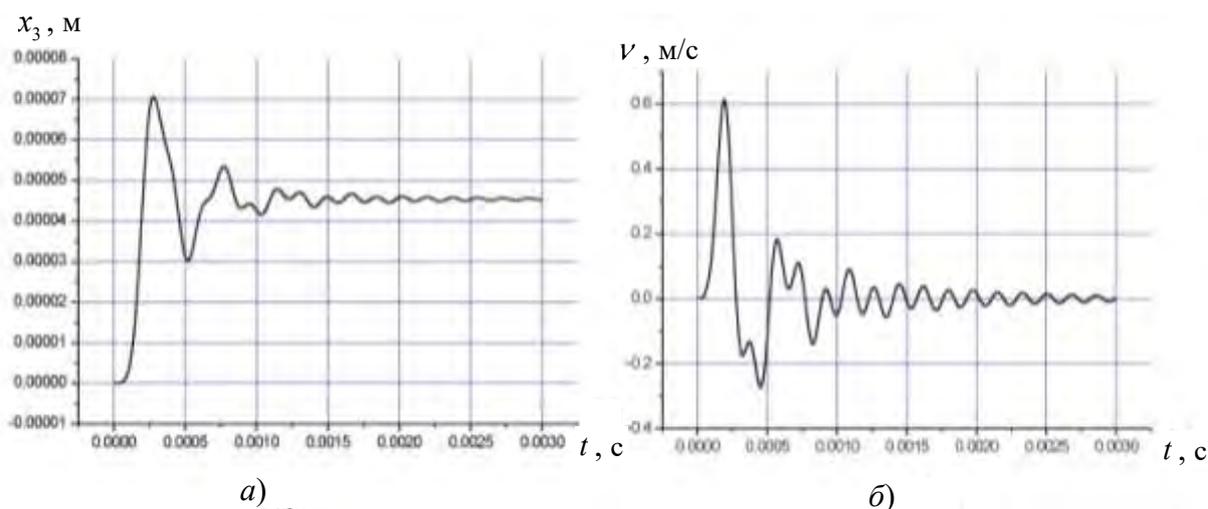


Рисунок 5 – Графики зависимостей перемещения (а) и скорости (б) правой массы модели от времени при  $k = 10^5$  Н·с/м и первоначальном зазоре между бойком и штангой  $\Delta_{б-ш} = 5 \cdot 10^{-3}$  м

На рисунке 6 приведены графики, характеризующие влияние дребезга на перемещение правой массы модели.

Из рисунка 6 видно, что по мере уменьшения коэффициента сопротивления породы в интервале  $k \approx 10^3 \div 10^5$  Н·с/м эффективность дребезга изменяется от  $\sim 100$  % до нуля. Таким образом, в породах с меньшим сопротивлением  $k$  дребезг приводит к росту эффективности работы перфоратора.

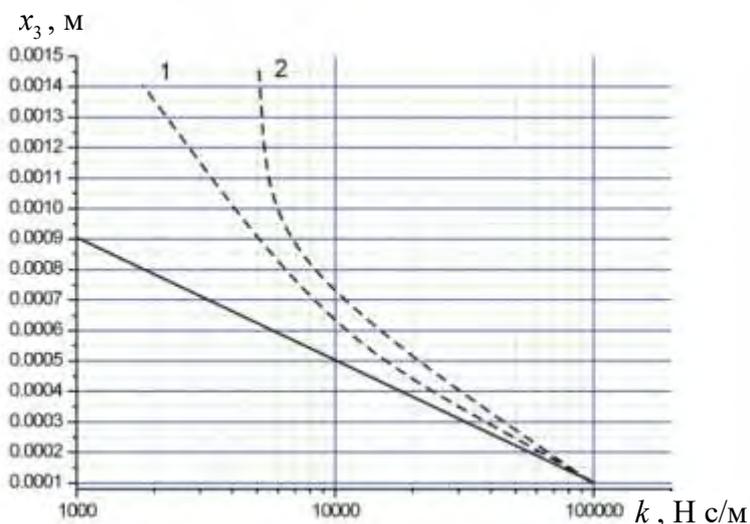


Рисунок 6 – Графики зависимостей перемещения правой массы модели (конца штанги в забое) от коэффициента сопротивления  $k$  для случая непосредственного удара поршня по штанге (сплошная линия) и при наличии бойка (пунктирные линии: 1 –  $R = 0,9$ ; 2 –  $R = 0,95$ ),  $\Delta_{б-ш} = 3 \cdot 10^{-3}$  м

---

### Выводы

Проведенные исследования позволяют сделать вывод о том, что в рассмотренной виброударной системе поршень – боек – штанга реализуется квазипластический удар [2] – бесконечная последовательность соударений увеличивающейся частоты и убывающей амплитуды. При таких движениях [3], легкого в сравнении с двумя другими телами, бойка уменьшаются в сравнении с непосредственным ударом поршня по штанге пластические деформации и соответственно потери кинетической энергии. Удар (бойка по штанге или поршню) становится практически абсолютно упругим. Коэффициент восстановления  $R$  при этом стремится к единице. Это и является причиной увеличения проходки при дребезге. Упругие колебания штанги увеличивают перемещение штанги в породе особенно при совпадении частоты дребезга с одной из собственных частот штанги.

### Список использованных источников

1. Платовских, М.Ю. Исследование динамики трехмассовой модели перфоратора ударного действия / М.Ю. Платовских // Горная механика и машиностроение. – 2011. – № 2. – С. 70-75.
2. Нагаев, Р.Ф. Механические процессы с повторными затухающими соударениями / Р.Ф. Нагаев. – М.: Наука, 1985.
3. Бидерман, В.Л. Прикладная теория механических колебаний / В.Л. Бидерман. – М.: Высш. школа, 1972.

---

**Platovskikh M. Yu.**

### **Dynamics of vibro-impact system of the perforator in view of the elasticity of shank**

*In the given work researches of dynamics and overall performance of the perforator with vibroimpact system piston – striker – shank on the basis of advanced three-mass model are continued. In it the perforator bar is represented as an elastic core with the distributed weight and rigidity. Such improvement of settlement model allows to consider shank moving in breed at its elastic oscillations.*

Поступила в редакцию 23.02.2012 г.

УДК 621.83.061.1:004.94(045)(476)

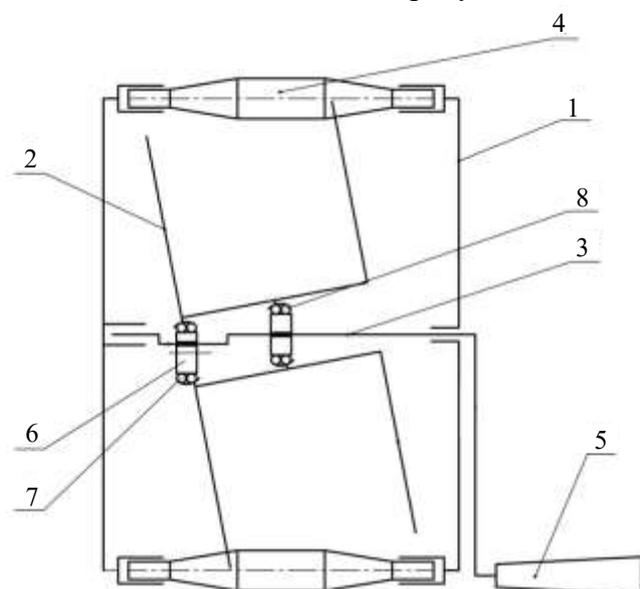
## КОРРЕКТИРОВКА РЕЗУЛЬТАТОВ СИЛОВОГО АНАЛИЗА ПРЕЦЕССИОННОГО РЕДУЦИРУЮЩЕГО МЕХАНИЗМА С КОНИЧЕСКИМИ РОЛИКАМИ НА ОСНОВЕ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ МЕТОДОВ КОМПЬЮТЕРНОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ

Громько П.Н., Доконов Л.Г., Макаревич С.Д., Кривоногова Е.Г., Гончаров П.С.  
(ГУВПО «Белорусско-Российский университет», г. Могилев, Беларусь)

*В статье представлены формулы для определения сил в зацеплении и реакций в опорных подшипниках прецессионного редуцирующего механизма с коническими роликами, полученные на основе составления уравнений статического равновесия системы сил, действующих на звенья механизма, и путем введения корреляционных коэффициентов на основе проведения компьютерных исследований.*

### Введение

Прецессионный редуцирующий механизм с коническими роликами разработан на основе одного из структурных вариантов планетарной прецессионной передачи и применяется в конструкции ручной лебедки [1, 2]. Его особенностью является реализация двухпоточной схемы передачи мощности при относительно высоких значениях КПД. То есть силовой поток передается на спутник двумя зубчатыми венцами, контактирующими с коническими роликами. Структурная схема прецессионного редуцирующего механизма показана на рисунке 1.



**Рисунок 1 – Структурная схема прецессионного редуцирующего механизма**

Работает прецессионный редуцирующий механизм в составе ручной лебедки следующим образом. Вращение от рукоятки 5 передается на приводной вал 3. Благодаря наличию эксцентриситета наружной поверхности эксцентриковой втулки 6, а также наличию двух сферических подшипников 7 и 8, обеспечивается колебательное движение барабана 2. Зубчатые венцы, выполненные на ребрах спутника 2, взаимодействуют с конической частью роликов 4, расположенных в корпусе 1. Вследствие указанного взаимодействия спутник 2 получает вращательное движение вокруг своей оси, что приводит к наматыванию на поверхность спутника 2 закрепленного на нем каната.

В работах [2, 3] отражены результаты проведения силовых анализов различных структурных вариантов планетарных прецессионных передач, на базе которых создан рассматриваемый редуцирующий механизм. Однако при их осуществлении было принято допущение, согласно которому зацепление прецессионного редуцирующего меха-

низма обеспечивается только одним коническим роликом с одним зубчатым венцом сателлита. Ниже в статье получены аналитические формулы для расчета сил в зацеплении и реакций в опорных подшипниках, учитывающие многопарность зацепления и многопоточность силового потока мощности прецессионного редуцирующего механизма.

### Силовой анализ прецессионного редуцирующего механизма

Обратимся к схеме (рисунок 2), на основе которой ниже составлены уравнения статического равновесия сателлита с одним коническим роликом.

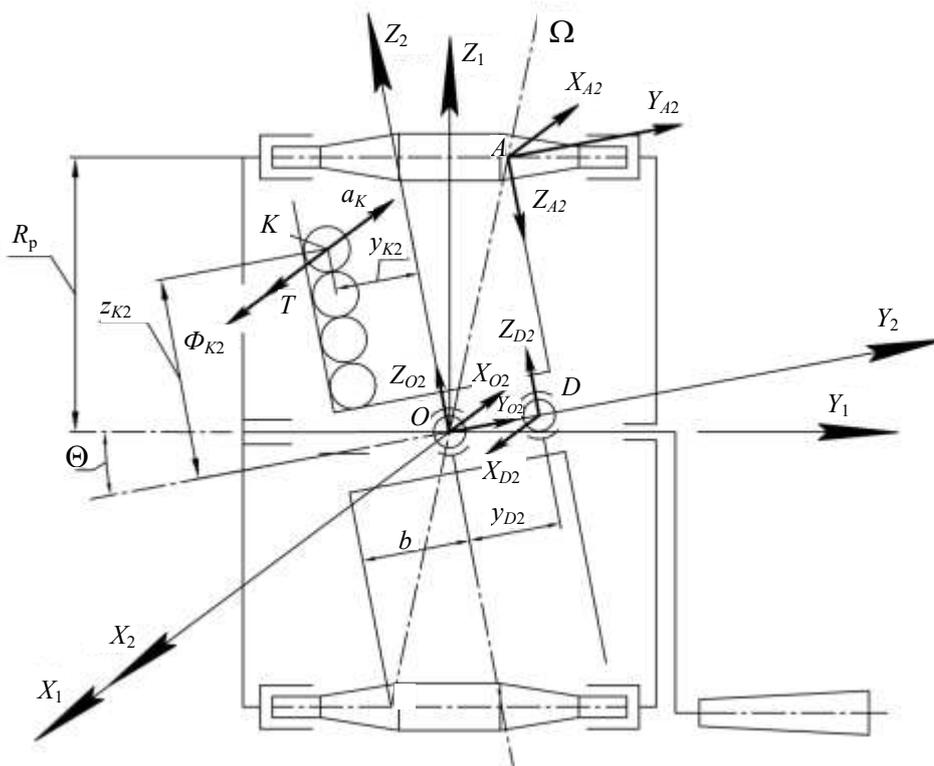


Рисунок 2 – Схема силового равновесия сателлита прецессионного редуцирующего механизма

В точках контакта зубьев сателлита  $A$  с неподвижными коническими роликами возникают реакции  $X_{A2}$ ,  $Y_{A2}$ ,  $Z_{A2}$ . Нижний индекс 2 говорит о том, что общая реакция в контакте точек  $A$  раскладывается на подвижные оси координат, связанные с сателлитом. Составляющие реакции в сферическом опорном подшипнике  $O$  обозначим  $X_{O2}$ ,  $Y_{O2}$ ,  $Z_{O2}$ . Составляющие реакции в сферическом опорном подшипнике  $D$  –  $X_{D2}$ ,  $Z_{D2}$ . Положение сферического подшипника  $D$  определяется координатой  $y_{D2}$ . Силу натяжения каната обозначим символом  $T$  и направим ее вдоль оси  $X_2$ . Положение точки  $K$  приложения силы  $T$ , фиксирующей положение конца каната на сателлите, определяется координатами  $y_{K2}$  и  $z_{K2}$ . Еще один параметр, который используется при силовом расчете  $R_p$  – это радиус, на котором должны располагаться оси конических роликов от оси вращения входного вала. Сила инерции груза обозначается на схеме  $\Phi_{K2}$ , параметр  $b$  – расстояние от точки прецессии  $O$  до зубчатого венца барабана лебедки, а  $\theta$  – угол

наклона оси сателлита к оси входного вала.

Составим систему уравнений равновесия сил, действующих на сателлит:

$$\sum F_{ix2} = 0$$

$$T - X_{A2} - X_{O2} + X_{D2} = 0$$

$$\sum F_{iy2} = 0$$

$$Y_{O2} + Y_{A2} = 0$$

$$\sum F_{iz2} = 0$$

$$Z_{O2} - Z_{A2} + Z_{D2} = 0$$

$$\sum M_{ix2} = 0$$

$$Z_{D2} \cdot y_{D2} - Z_{A2} \cdot b - Y_{A2} \cdot \left( \frac{R_p}{\cos \theta} - b \cdot \operatorname{tg} \theta \right) = 0$$

$$\sum M_{iy2} = 0$$

$$T \cdot z_{K2} - X_{A2} \cdot \left( \frac{R_p}{\cos \theta} - b \cdot \operatorname{tg} \theta \right) = 0$$

$$\sum M_{iz2} = 0$$

$$T \cdot y_{K2} + X_{A2} \cdot b - X_{D2} \cdot y_{D2} = 0.$$

Рассмотрим условия равновесия входного вала с рукояткой. Для этого обратимся к структурной схеме с нанесенной на ней активными силами и реакциями связи (рисунок 3).

На схеме рисунка 3 изображены активная сила  $F$ , приложенная к рукоятке, длина которой равна  $l$ . Координата  $y_{C1}$  определяет положение центра рукоятки (точка  $C$ ) относительно оси  $OZ_1$ . Реакции в опорных подшипниках  $M$  и  $L$ , обозначенные  $X_{M1}$ ,  $Y_{M1}$ ,  $Z_{M1}$  и  $X_{L1}$ ,  $Z_{L1}$ , а расстояния до опорных подшипников  $M$  и  $L$  —  $y_{M1}$  и  $y_{L1}$  соответственно. Реакции в опорных подшипниках  $O$  и  $D$  — это реакции  $X_{O2}$ ,  $Y_{O2}$ ,  $Z_{O2}$  и  $X_{D2}$ ,  $Z_{D2}$ . Эти реакции уже использовались при составлении уравнений равновесия системы сил, действующих на сателлит. Однако в отличие от схемы сил, изображенной на рисунке 2, на схеме сил, изображенной на рисунке 3, указанные выше реакции имеют противоположное направление.

Отличительным моментом от ранее составленных условий равновесия является то, что уравнения равновесия входного вала составлены относительно неподвижной системы координат, связанной с осями  $OX_1 Y_1 Z_1$ . Система уравнений равновесия сил, действующих на входной вал с рукояткой, имеет вид:

$$\sum F_{ix1} = 0$$

$$X_{M1} + X_{L1} + X_{O2} - X_{D2} - F = 0$$

$$\sum F_{iy1} = 0$$

$$-Y_{O2} \cdot \cos \theta + Z_{O2} \cdot \sin \theta + Z_{D2} \sin \theta - Y_{M1} = 0$$

$$\sum F_{iz1} = 0$$

$$-Z_{D2} \cdot \cos \theta - Z_{O2} \cdot \cos \theta + Z_{M1} + Z_{L1} - Y_{O2} \cdot \sin \theta = 0$$

$$\sum M_{ix1} = 0$$

$$-Z_{D2} \cdot y_{D2} + Z_{L1} \cdot y_{L1} - Z_{M1} \cdot y_{M1} = 0$$

$$\sum M_{iy1} = 0$$

$$F \cdot l - X_{D2} \cdot y_{D2} \cdot \sin \theta = 0$$

$$\sum M_{iz1} = 0$$

$$X_{M1} \cdot y_{M1} - X_{L1} \cdot y_{L1} + X_{D2} \cdot y_{D2} \cdot \cos \theta + F \cdot y_{C1} = 0.$$

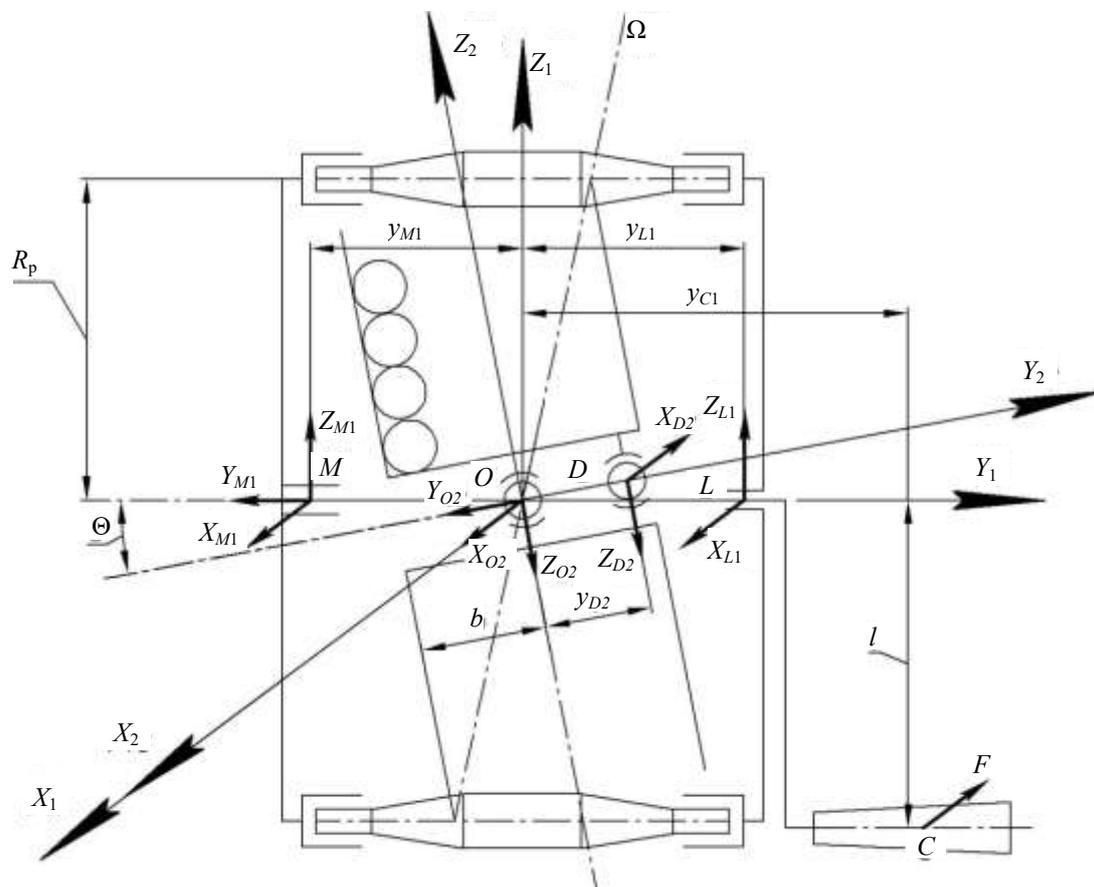


Рисунок 3 – Схема силового равновесия входного вала прецессионного редуцирующего механизма

Проекции  $X_{A2}$ ,  $Y_{A2}$ ,  $Z_{A2}$  в зацеплении роликов с зубьями реборд сателлита связаны с полной реакцией  $R_A$  следующими зависимостями (рисунок 4):

$$X_{A2} = R_A \cdot \cos \beta \cdot \cos \alpha ;$$

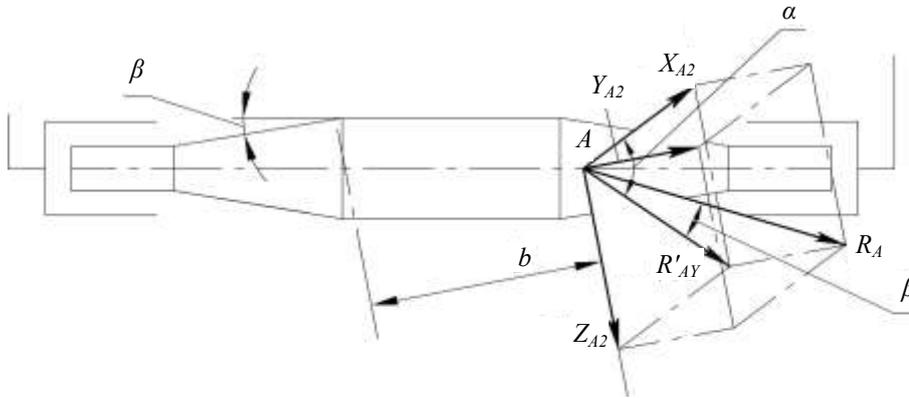
$$Y_{A2} = R_A \cdot \sin \beta ;$$

$$Z_{A2} = R_A \cdot \cos \beta \cdot \sin \alpha ,$$

где  $R_A$  – полная реакция в контактном зацеплении (в точке  $A$ );

$\alpha$  – угол зацепления (т.е. угол между проекцией полной реакции  $R'_B$  на плоскость  $Z_2O_2X_2$  и осью  $O_2X_2$ ).

$\beta$  – угол, определяющий конусность поверхности роликов, входящих в зацепление с зубьями реборд сателлита (рисунок 4).



**Рисунок 4 – К определению взаимосвязи проекций с полной реакцией в зацеплении редуцирующего прецессионного механизма**

Выразив из выше приведенной системы уравнений равновесия неизвестные, получим зависимости для расчета значений сил в зацеплении и реакций опорных подшипников прецессионного редуцирующего механизма:

$$R_{A2} = \frac{T \cdot z_{K2}}{\cos \beta \cdot \cos \alpha \cdot \left( \frac{R_p}{\cos \theta} - b \cdot \operatorname{tg} \theta \right)},$$

$$X_{D2} = \frac{T \cdot y_{K2} + R_{A2} \cdot \cos \beta \cdot \cos \alpha \cdot b}{y_{D2}},$$

$$Z_{D2} = \frac{R_{A2} \cdot \left( \cos \beta \cdot \sin \alpha \cdot b + \sin \beta \cdot \left( \frac{R_p}{\cos \theta} - b \cdot \operatorname{tg} \theta \right) \right)}{y_{D2}},$$

$$Z_{O2} = R_{A2} \cdot \cos \beta \cdot \sin \alpha - Z_{D2},$$

$$Y_{O2} = -R_{A2} \cdot \sin \beta,$$

$$X_{O2} = -R_{A2} \cdot \cos \beta \cdot \cos \alpha + X_{D2} + T,$$

$$F = \frac{X_{D2} \cdot y_{D2} \cdot \sin \theta}{l},$$

$$X_{L1} = -X_{M1} + X_{D2} - X_{O2} + F,$$

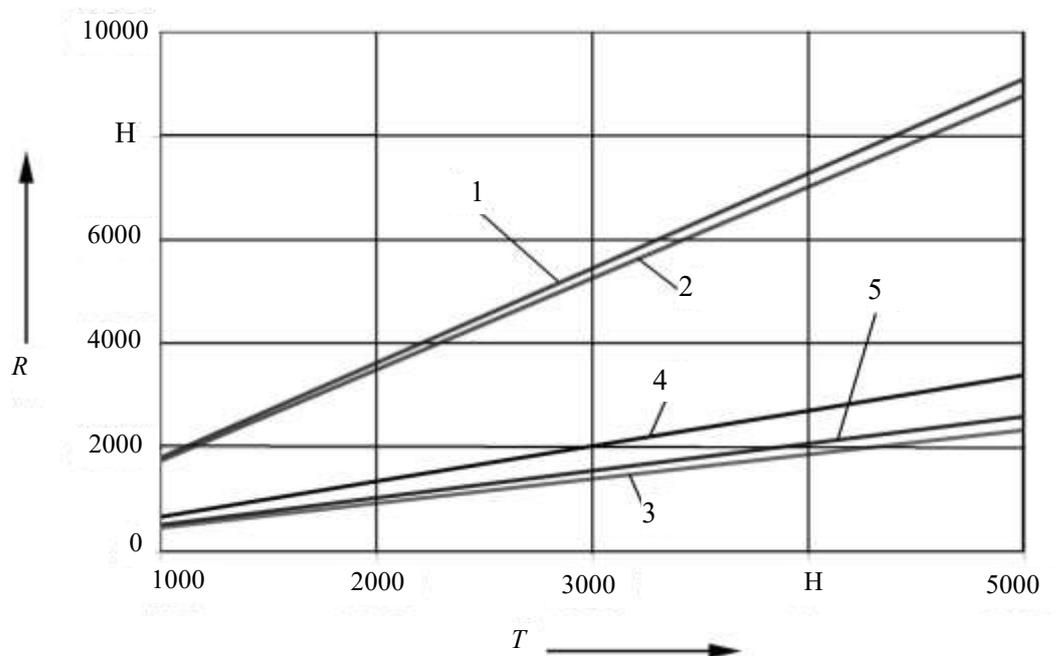
$$X_{M1} = \frac{F \cdot (y_{L1} - y_{C1}) + X_{D2} \cdot y_{L1} - X_{O2} \cdot y_{L1} - X_{D2} \cdot y_{D2} \cdot \cos \theta}{y_{M1} + y_{L1}},$$

$$Z_{M1} = Z_{D2} \cdot \cos \theta + Z_{O2} \cdot \cos \theta + Y_{O2} \cdot \sin \theta - Z_{L1},$$

$$Z_{L1} = \frac{Z_{D2} \cdot (\cos \theta \cdot y_{M1} + y_{D2}) + Z_{O2} \cdot \cos \theta \cdot y_{M1} + Y_{O2} \cdot \sin \theta \cdot y_{M1}}{y_{M1} + y_{L1}},$$

$$Y_{M1} = -Y_{O2} \cdot \cos \theta + Z_{O2} \cdot \sin \theta + Z_{D2} \cdot \sin \theta.$$

Графики (рисунок 5) позволяют установить влияние веса груза  $T$  на значения реакций в подшипниковых опорах. На основе графиков (рисунок 5) возможно при заданной грузоподъемности лебедки, т.е. весе груза  $T$ , определить значения силы  $R_{A2}$  в зацеплении и реакций в опорных подшипниках  $R_{D2}$ ,  $R_{O2}$ ,  $R_{M1}$ ,  $R_{L1}$ .



1 – реакция  $R_{D2}$ ; 2 – реакция  $R_{O2}$ ; 3 – реакция  $R_{M1}$ ;

4 – сила в зацеплении  $R_{A2}$ ; 5 – реакция  $R_{L1}$

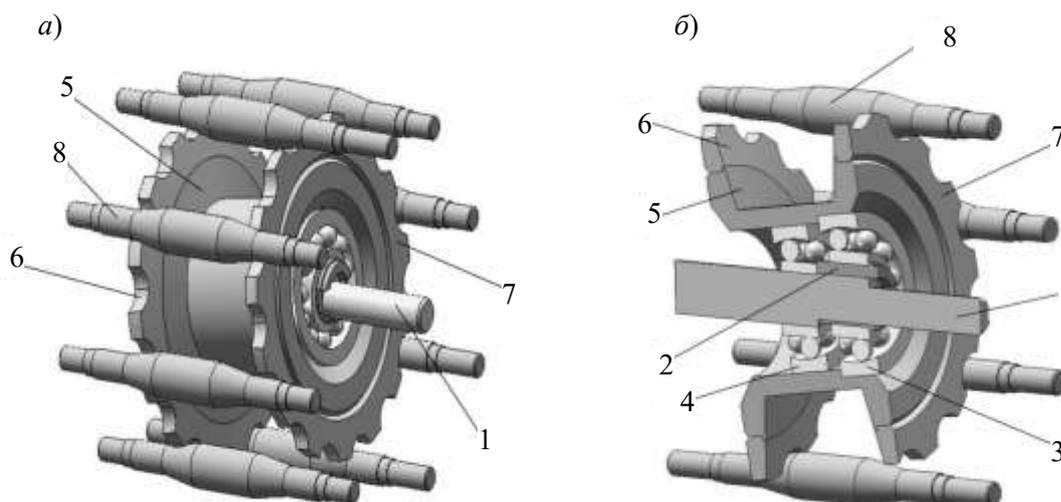
**Рисунок 5 – Зависимость сил в зацеплении и реакций в подшипниковых опорах, а также усилия на рукоятке от веса груза**

### Корректировка силового анализа прецессионного редуцирующего механизма на основе использования методов компьютерного моделирования

Как было сказано выше, при проведении силового анализа было принято допущение, что одна контактная пара, ролик – зуб сателлита, участвует в передаче мощности. В реальном зацеплении прецессионного редуцирующего механизма кроме того, что зацепление является многопарным, оно в тоже время является двухпоточным. Результаты силового расчета прецессионного редуцирующего механизма не учитывают указанные выше особенности реальной схемы. Поэтому использование выше полученных силовых зависимостей возможно лишь при проведении оптимизации параметров. Использование результатов силового расчета для оценки абсолютных значений сил и реакций в опорных звеньях будет возможно только после корректировки полученных зависимостей путем введения корректировочных коэффициентов.

Значения корректировочных коэффициентов могут быть получены путем определения значений сил в зацеплении и реакций в опорных подшипниках прецессионного редуцирующего механизма с многопарным зацеплением методами компьютерного моделирования и сравнения этих значений со значениями, рассчитанными аналитическим путем.

Ниже (рисунок 6а, 6б) представлена компьютерная модель сборки прецессионного редуцирующего механизма лебедки подъемно-тягового устройства.



а – общий вид компьютерной модели; б – сечение компьютерной модели

**Рисунок 6 – Компьютерная модель прецессионного редуцирующего механизма ручной лебедки**

Компьютерная модель прецессионного редуцирующего механизма состоит из входного вала 1, на котором расположена эксцентриковая втулка 2. На эксцентриковую втулку 2 посажен сферический подшипник 3. Сферический подшипник 4 также размещен на входном валу 1. На наружных цилиндрических кольцах подшипников 3 и 4 установлен сателлит 5. Эксцентричное расположение подшипника 3 относительно оси входного вала 1 обеспечивает сателлиту 5 наклонное расположение относительно оси входного вала 1. На ребрах сателлита 5 жестко закреплены два диска 6 и 7, имеющие наружные зубчатые венцы, профили которых представляют собой профили зубьев звездочки цепной передачи. Зубчатые венцы дисков 6 и 7 входят в зацепление с конической частью равномерно расположенных по периметру неподвижных роликов 8, оси которых параллельны оси входного вала 1. Методика определения значений сил и ре-

акций в опорных подшипниках на основе проведения компьютерных исследований подробно изложена в работе [4].

Результаты определения сил в зацеплении и реакций в опорных подшипниках, полученные на основе использования методов компьютерного моделирования, отражены на графиках (рисунок 7, 8).

На основе сравнительного анализа значений сил в зацеплении и реакций в опорных подшипниках, полученных аналитическим и компьютерным методами, определены корректировочные коэффициенты  $C_1, C_2, C_3, C_4, C_5$ . Ниже приведены формулы для расчета сил и реакций в опорных подшипниках, учитывающие многопарность и многопоточность при передаче мощности в конструкции прецессионного редуцирующего механизма.

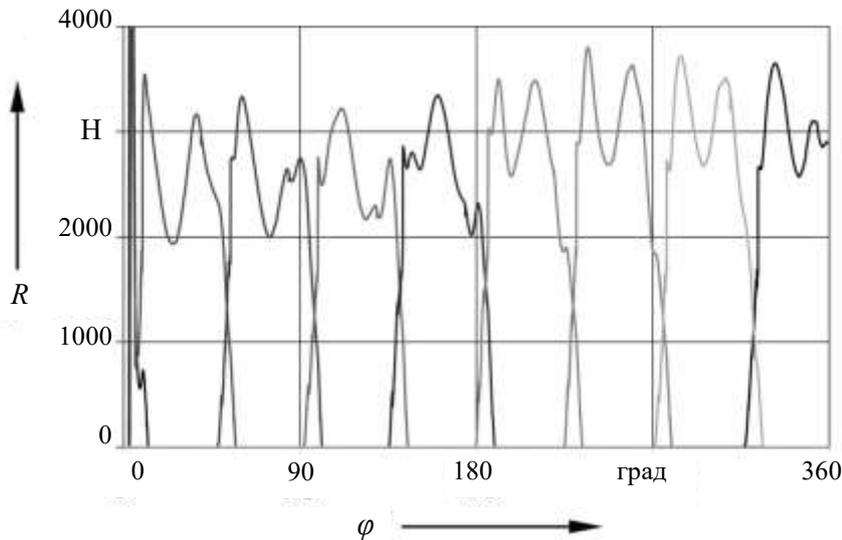
$$R_{A2} = C_1 \cdot \frac{T \cdot z_{K2}}{\cos \beta \cdot \cos \alpha \cdot \left( \frac{R_p}{\cos \theta} - b \cdot \operatorname{tg} \theta \right)};$$

$$R_D = C_2 \cdot \sqrt{X_D^2 + Z_D^2};$$

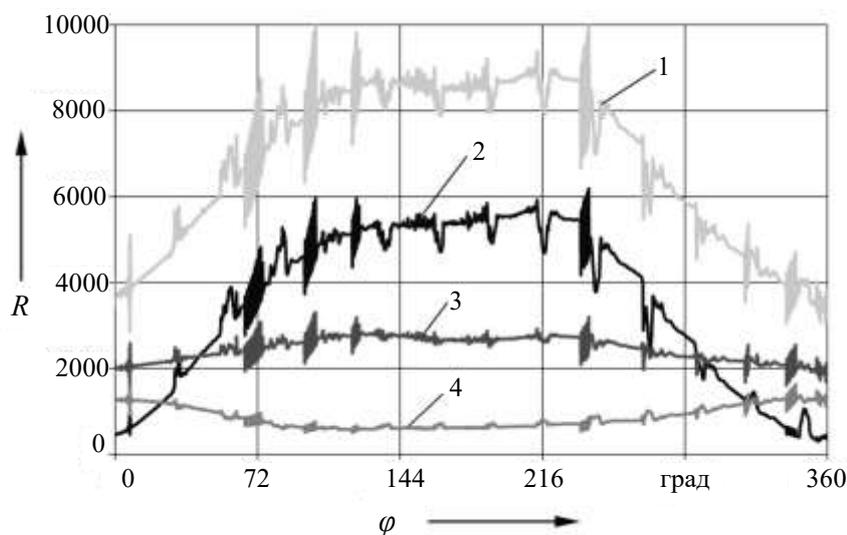
$$R_O = C_3 \cdot \sqrt{X_O^2 + Y_O^2 + Z_O^2};$$

$$R_{M1} = C_4 \cdot \sqrt{X_{M1}^2 + Y_{M1}^2 + Z_{M1}^2};$$

$$R_L = C_5 \cdot \sqrt{X_L^2 + Z_L^2}.$$



**Рисунок 7 – График зависимости сил в зацеплении ролик – зубья сателлита от угла поворота входного вала**

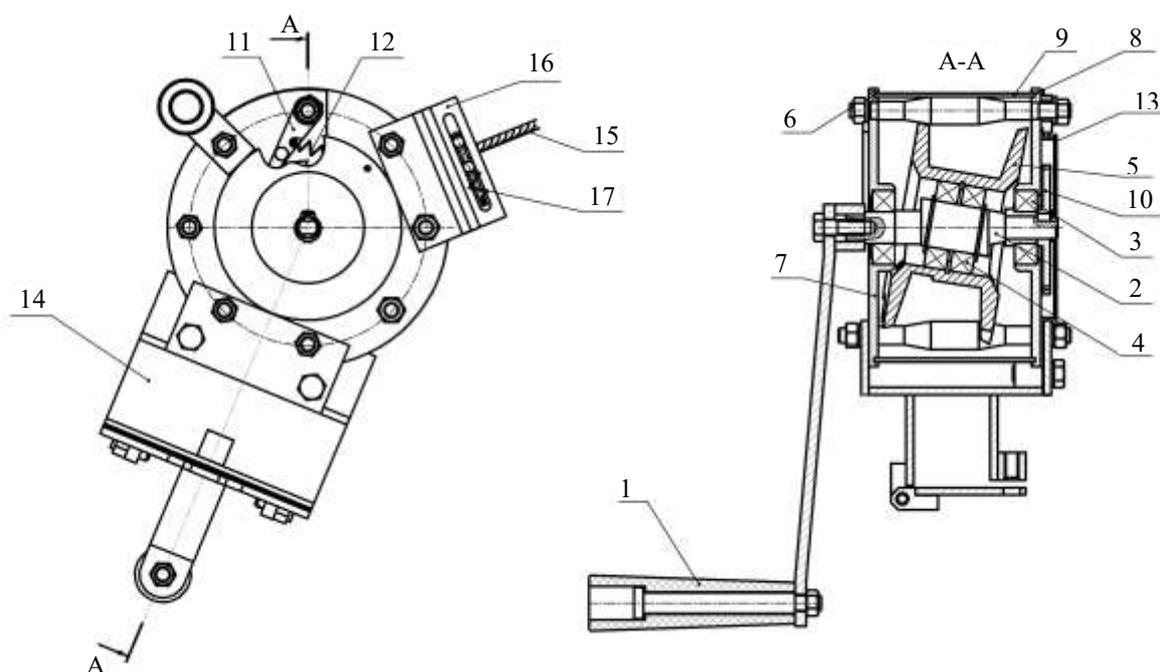


1 – реакция в опоре  $D$ ; 2 – реакция в опоре  $O$ ; 3 – реакция в опоре  $M$ ; 4 – реакция в опоре  $L$

**Рисунок 8 – Зависимость реакций в опорных подшипниках от угла поворота входного вала**

### Внедрение результатов исследований

Полученные выше формулы составляют основу методики расчета и проектирования прецессионного редуцирующего механизма с коническими роликами. В соответствии с разработанной методикой на базе прецессионного редуцирующего механизма спроектирована конструкция лебедки [5, 6] (рисунок 9), описание которой приведено ниже.



**Рисунок 9 – Конструкция ручной лебедки, разработанной на основе прецессионного редуцирующего механизма**

Лебедка работает следующим образом. Вращение от рукоятки 1 передается на приводной вал 2, вращающийся в подшипниках 3, и посредством подшипников 4 передает вращение на сателлит 5, который взаимодействует с роликами 6, установленными в крышках 7 и 8 и закрывающимися корпусом 9. Для предотвращения саморазматывания каната 15 на приводной вал 2 установлено храповое колесо 10, которое стопорится собачкой 11, подпружиненной пружиной 12. Храповой механизм закрыт крышкой 13. Лебедка крепится к треноге при помощи крепления 14. Для предварительного натяга троса 15 используется механизм 16, подпружиненный пружиной 17.

Следует также отметить, что зубья реборд сателлита предлагаемой лебедки представляют собой профиль зубьев звездочки цепной передачи. Этот профиль является высокотехнологичным в изготовлении. Контакт зубьев происходит с конической частью роликов. Угол конуса подбирается таким образом, чтобы обеспечить полное контактное зацепление. Использование высокотехнологичного профиля зубьев зубчатого венца сателлита 5, а также отсутствие монолитного корпуса позволяет снизить себестоимость изготовления лебедки.

На основе разработанной документации изготовлена партия ручных лебедок (рисунок 10).



**Рисунок 10 – Общий вид ручных лебедок с прецессионным редуцирующим механизмом**

По результатам стендовых и эксплуатационных испытаний ручных лебедок определены их технико-экономические показатели, которые сведены в таблицу.

Таблица – Технико-экономические показатели ручной лебедки, разработанной на основе прецессионного редуцирующего механизма.

Грузоподъемность, кг	Передаточное отношение	Габаритные размеры, ВхLхН, мм	Масса лебедки, кг	Усилие на рукоятке, Н	Длина каната, намотанного на барабан, м	Отпускная цена за шт., тыс. бел. руб.
500	15	150x150x120	7	до 160	10	2000

Разработанные лебедки нашли применение в пожарном аварийно-спасательном отряде Учреждения «Могилевское областное управление МЧС», в мастерских при выполнении монтажных и ремонтных работ на различных объектах организаций ОДО «Энергосталь» и ОАО «Белэлектромонтаж».

### Выводы

Особенностью структурной схемы прецессионного редуцирующего механизма является использование двухпоточной схемы передачи мощности. Ранее силовой анализ подобных схем осуществлялся с учетом допущения, что в зацеплении взаимодействующих звеньев находится одна контактная пара. В данной работе предложено определять значения сил в многопарном зацеплении путем введения в результаты силового расчета корректировочных коэффициентов, полученных на основе использования методов компьютерного моделирования. Результаты исследований нашли применение при разработке методики расчета прецессионного редуцирующего механизма привода ручной лебедки, используемой при проведении аварийно-спасательных, монтажных и ремонтных работ.

### Список использованных источников

1. Планетарная прецессионная передача: пат. 1078 Респ. Беларусь, МПК 8, F 16 Н 1/32 / П.Н. Громыко, Д.М. Макаревич, С.Д. Макаревич, Л.Г. Доконов; заявитель Белорусско-Российский ун-т. – № а 20060411; заявл. 28.04.2006; опубл. 30.08.2008 // Афіцыйны бюл. / Нац. цэнтр інтэлектуал. уласнасці. – 2008. – № 4. – С. 121.
2. **Скойбеда, А.Т.** Коническо-цилиндрические прецессионные редукторы / А.Т. Скойбеда, П.Н. Громыко. – Мн.: БГПА, 2001. – 187 с.
3. Планетарные прецессионные передачи (ППП). Кинематический, силовой и технологический аспекты их создания / П.Н. Громыко [и др.]; под общ. ред. А.Т. Скойбеды. – Мн.: БГПА, 2000. – 252 с.
4. Компьютерное моделирование планетарных прецессионных передач: монография / П.Н. Громыко [и др.]; под общ. ред. П.Н. Громыко. – Могилев: ГУВПО «Белорусско-Российский университет», 2007. – 271 с.
5. Лебедка: пат. 7342 Респ. Беларусь, МПК 8, В 66 Д 1/04 // П.Н. Громыко, М.Е. Лустенков, С.Д. Макаревич, Д.М. Макаревич, Л.Г. Доконов; заявитель Белорусско-Российский ун-т. – № и 20100704; заявл. 09.08.2010; опубл. 30.06.2011 // Афіцыйны бюл. / Нац. цэнтр інтэлектуал. уласнасці. – 2011. – № 3. – С. 154.
6. **Макаревич, С.Д.** Разработка устройства для эвакуации людей и грузов из кабины при проведении аварийно-спасательных работ подразделениями МЧС / С.Д. Макаревич, П.Н. Громыко // Чрезвычайные ситуации: теория, практика, инновации: сборник материалов междунар. науч.-практ. конф. – Гомель: ГИИ, 2010, С. 311-312.

---

**Gromyko P.N., Dokonov L.G., Makarevich S.D., Krivonogova E.G., Goncharov P.S.**

### **Adjusting of results of the analysis of the precession reducer mechanism with tapered rollers using method of computer simulation**

*The paper presents formulas for determining of forces in engagement and reactions in support bearings of processional reduce mechanism with tapered rollers that have been obtained using equations of static equilibrium system of forces acting on the links of a mechanism and by introducing of correlation coefficients on the basis of computer studies.*

Поступила в редакцию 13.02.2012 г.

УДК 620.9-027.236:621.176 (045)

## ИСПОЛЬЗОВАНИЕ ТЕПЛОВЫХ НАСОСОВ ДЛЯ ПОДОГРЕВА ШАХТНОГО ВОЗДУХА В ЗИМНЕЕ ВРЕМЯ

Ерохин К.А., Пузанов Д.А., Мозговенко М.С. (НПЧУП «Институт горного дела», г. Солигорск, Беларусь)

*В статье рассматривается возможность применения тепловых насосов для утилизации низкопотенциального тепла исходящей из рудника струи воздуха.*

### Введение

Проблема энергосбережения в последние годы приобрела особую актуальность. В мире прилагают огромные усилия по внедрению новых технологических и технических решений, направленных на сокращение потребляемой энергии. Для Республики Беларусь, в свете повышения цен на энергоносители, вопросы энергосбережения становятся особенно актуальными.

Для обеспечения выполнения задания по уменьшению энергопотребления была разработана республиканская программа мероприятий по энергосбережению для регионов, министерств и ведомств. Основанием для ее разработки является Закон Республики Беларусь от 15 июля 1998 года «Об энергосбережении» и постановление Совета Министров Республики Беларусь от 20 февраля 2008 г. № 229 «Об утверждении Положения о порядке разработки и утверждения республиканской, отраслевых и региональных программ энергосбережения».

К одному из пунктов программы относится разработка и внедрение новых энергоэффективных технологий и оборудования во всех отраслях экономики. Наиболее актуальны подобные разработки для горнодобывающего производства, все технологические операции которого весьма энергоемки [1].

### Постановка задачи

Одной из важнейших технологических операций, обеспечивающих нормальное функционирование горного предприятия, является его проветривание. Затраты на обеспечение многих километров подземных горных выработок достаточным количеством свежего воздуха столь значительны, что иногда могут составлять до 40-50 % в эксплуатационных расходах шахт и рудников. При этом в зимнее время поступающий в подземное пространство горного предприятия свежий воздух требует обязательной подготовки (подогрева). Последнее связано с тем, что попадание холодного воздуха в воздухоподающие стволы может вызвать их обмерзание. Опасность обмерзания заключается в падении кусков льда при его оттаивании в ствол, в защемлении подъемных сосудов между проводниками, в обледенении ступенек и площадок лестничного отделения, кроме того, периодическое обмерзание и оттаивание шахтной крепи оказывает вредное влияние на ее долговечность. Наконец, чрезмерно холодный воздух, поступающий в рудник, может вызвать простудные заболевания рабочих.

Таким образом, ключевым вопросом организации вентиляции шахт является подогрев подаваемого в стволы воздуха до положительной температуры (от +2 до +5 °С). На протяжении многих десятилетий и до настоящего времени в большинстве случаев основным техническим решением подогрева подаваемого в шахту воздуха остается

применение водяных (реже паровых) калориферов типа КСК/КВС/КВБ либо ВНВ (арктическое исполнение КСК). Несмотря на простоту конструкции, применение водяных калориферов создает ряд крупных проблем, связанных со сложным монтажом, водо-подготовкой, непрерывным техническим сопровождением, опасностью размораживания калориферов, даже при кратковременных авариях, связанных с подачей перегретой воды, и как следствие этого вынужденная необходимость поддерживать температуру подаваемого в ствол воздуха заведомо выше оптимальной.

Кроме того, применяемые водяные калориферы имеют крайне низкий КПД, так как производятся на морально и технически устаревшем оборудовании, по устаревшим технологиям. На практике нередки случаи, когда новые калориферы серии КСК имели фактическую производительность по теплу 40 % от расчетной [2].

Указанные технические проблемы приводят к проблемам экономическим:

- крупные ежегодные затраты на ремонт и замену теплотрасс и теплообменное оборудование;
- расходы на круглогодичное содержание бригады специалистов по обслуживанию и ремонту теплообменного оборудования;
- необходимость поддержания «аварийного» запаса калориферов на случай их размораживания;
- расходы по оплате тепловой энергии, потраченной «на ветер», по причине потерь в трассах и низкого КПД теплообменников;
- сжигание углеводородного сырья для подогрева воздуха также снижает рентабельность производства.

Значительно реже, но тоже применяются мощные электрокалориферы, существенным недостатком при эксплуатации которых являются повышенные требования к их пожаробезопасности. В общих затратах на добычу полезных ископаемых доля затрат, связанных с регулированием теплового режима, достигает 30 %, при этом большой процент составляют потери тепловой энергии в надшахтных зданиях воздухоподающих стволов. В целом расход дефицитных видов энергии по предприятию может составлять до 3000 МВт в год [3].

Стоит добавить, что на сегодняшний день очень остро стоит проблема использования исчерпаемых источников энергии. Не является исключением и тепловая энергия, которую преимущественно получают путем использования топливного сырья. Но, во-первых, такой способ продуцирования тепла имеет тенденцию к постоянному увеличению финансовых затрат, что обусловлено непрерывным ростом цен на исчерпаемые энергоресурсы, а во-вторых, наносит значительный вред экологии. В таких условиях применение альтернативных источников энергии является не просто актуальным, а жизненно необходимым.

В связи с вышеизложенным, в современных условиях хозяйствования назрела необходимость замены дорогостоящего морально устаревшего оборудования шахтных калориферных установок на более современные и эффективные.

### **Подогрев поступающего в рудник воздуха за счет теплонасосной утилизации низкопотенциального тепла воздушных выбросов**

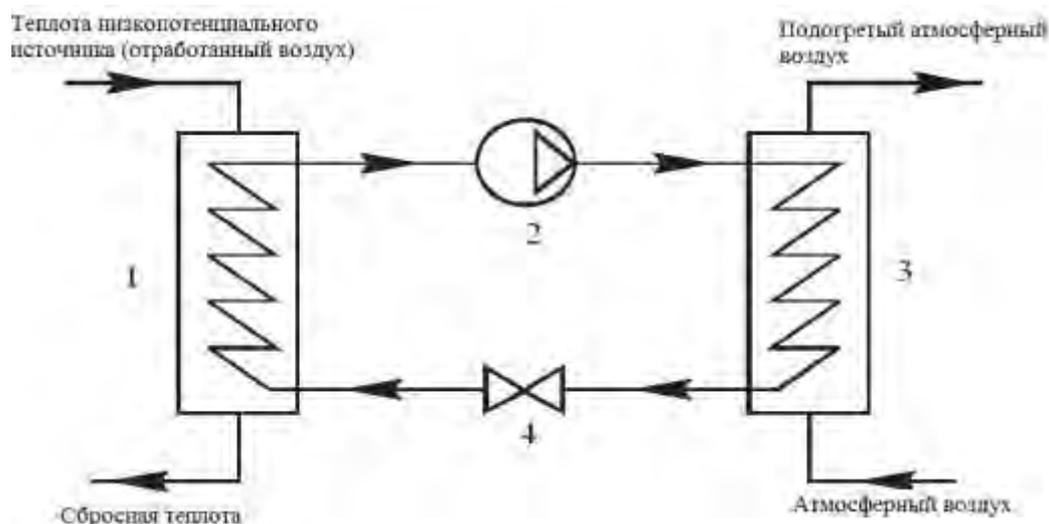
Альтернативой калориферным установкам может являться подогрев либо подготовка подаваемого воздуха в стволы шахты посредством тепловых насосных установок (тепловых насосов) [4].

Тепловой насос – яркий пример возможности эффективного использования тепловой энергии земли, воды, воздуха, поскольку является безопасным для человека и его окружения и при этом способен обеспечить необходимую потребность в теплоресурсах.

В качестве источника теплоты для функционирования теплового насоса с выгодой можно использовать, например, отработанный шахтный воздух. Важно, что этот источник имеет постоянную температуру ( $T \approx 16$  °С, для условий рудников Солигорска) в течение всего времени, что позволяет разработать стабильную по температурному режиму установку.

Тепловым насосом является термодинамическая система, позволяющая трансформировать теплоту с низкого температурного уровня на более высокий. Данные машины предназначены преимущественно для получения горячей воды, воздуха, пригодных для отопления, горячего водоснабжения и других целей [4]. Энергетическая целесообразность применения тепловых насосов как дополнительного источника энергии убедительно доказана результатами значительного числа научных исследований и опытом эксплуатации миллионов тепловых насосов в различных странах мира [5-8]. В частности, такие установки с успехом используются в химической промышленности [9-11] и в жилищно-коммунальной сфере с целью отопления и горячего водоснабжения [12, 13].

В энергетическом цикле теплового двигателя теплота поступает к рабочему телу, которое затем совершает работу и сбрасывает теплоту при более низкой температуре. В цикле теплового насоса все происходит в обратном порядке. Такие системы работают аналогично холодильным компрессионным установкам по обратному термодинамическому циклу Карно. Теплота воспринимается при низкой температуре, затем рабочим телом совершается работа, и оно отдает теплоту при повышенной температуре. Принцип работы теплового насоса представлен на рисунке 1.



1 – испаритель; 2 – компрессор; 3 – конденсатор; 4 – дроссель

**Рисунок 1 – Принципиальная схема теплового насоса**

В испаритель 1 поступает отработанный поток с низкой температурой, и при испарении циркулирующего рабочего тела теплота поступает в систему теплового насоса. Затем образовавшийся пар проходит через компрессор 2, в котором давление и температура его повышаются. Затем рабочее тело поступает в конденсатор 3, где отдает теплоту, полученную в испарителе 1, теплоту сжатия в компрессоре 2. При этом пар конденсируется, а нагретый конденсат проходит через дроссель 4, и его температура сни-

жается. Рабочее тело, которое обычно представляет собой фторированные углеводороды, остается в герметично замкнутом контуре [8, 14]. Таким образом, в тепловом насосе теплота внешней среды, которой является отработанный воздух, переходит в результате затраты механической энергии в компрессоре от низкого температурного потенциала на более высокий температурный уровень. При этом затрачивается в несколько раз меньше первичной энергии. Для комплектации тепловых насосов часто используют выпускаемое промышленностью холодильное оборудование.

Основное отличие теплового насоса от других генераторов тепловой энергии, например, электрических, газовых и дизельных генераторов тепла заключается в том, что при производстве тепла до 80 % энергии извлекается из источника с низкой температурой. Также возможно его применение для охлаждения воздуха без существенных изменений в конструкции.

Саму же стоимость теплового насоса ориентировочно можно оценить из расчета 100÷200 \$ за 1 кВт полученной энергии, а срок окупаемости капиталовложений приблизительно составляет 7-14 лет. За границей же такой срок длится всего лишь от 2 до 7 лет. Это объясняется тем, что страны западной Европы активно стимулируют внедрение энергосберегающих технологий. В постсоветских странах пока не стимулируется масштабное внедрение систем на основе тепловых насосов на действующих предприятиях [14]. Тем не менее использование тепловых насосов является одним из важнейших пересечений техники низких температур с теплоэнергетикой, что приводит к энергосбережению невозобновляемых источников энергии и защите окружающей среды за счет сокращения выбросов CO<sub>2</sub> и NO<sub>x</sub> в атмосферу. Преимущества тепловых насосов по сравнению с другими утилизационными установками следующие:

- высокая энергетическая эффективность;
- отсутствие выбросов дымовых газов в окружающую среду, поскольку при его работе не происходит сжигание органического топлива;
- надежность и безопасность работы.

Основным недостатком теплового насоса является обратная зависимость его эффективности от разницы температур между источником теплоты и потребителем. Это накладывает определенные ограничения на использование систем типа «воздух – вода». Реальные значения эффективности современных тепловых насосов составляют порядка COP=4,0÷6,0 (COP – коэффициент преобразования). Это приводит к тому, что для обеспечения заданного температурного режима потребителя необходимо использовать оборудование со значительной избыточной мощностью, что сопряжено с нерациональным использованием капиталовложений (впрочем, это касается и любых других источников тепловой энергии). Решением этой проблемы является применение теплового насоса совместно с калориферной установкой, что позволит сократить затраты энергии потребляемой калориферной установкой.

### **Выводы**

Внедрение новых энергоэффективных технологий и оборудования в горнодобывающее производство приобретает все большее значение при существующей энергоемкости технологических процессов, одним из которых является поддержание заданного температурного режима рудничного воздуха. Применение теплонасосной установки представляет собой не очередную модернизацию традиционных источников тепловой энергии, а внедрение относительно нового, прогрессивного, высокоэффективного и экологически чистого способа получения тепла из возобновляемых источников энергии.

Рассмотрев перспективу замены традиционного способа подогрева воздуха на установку теплового насоса, можно сделать вывод, что на сегодня данная технология при одноразовом значительном капиталовложении позволит далее существенно экономить на обогреве воздуха в зимний период, а также на его охлаждении в летний. Возможна и совместная работа теплонасосной установки и шахтного калорифера, что позволит сократить расходы на подогрев воздуха.

#### Список использованных источников

1. <http://www.by.all.biz/news/index.php?newsid=48314>
2. [www.ugolinfo.ru/Free/042011.pdf](http://www.ugolinfo.ru/Free/042011.pdf)
3. Левин Л. Ю. Исследование и разработка энергосберегающих систем воздухоподготовки для рудников // Материалы диссертации. Пермь 2004.
4. **Перепелица, В.Г.** О возможности применения тепловых насосов для нормализации температурных параметров шахтной атмосферы в процессе разработки месторождений на больших глубинах / В.Г. Перепелица, С.В. Тынына // Геотехническая механика. – 2009. – № 81.
5. **Рей, Д.** Экономия энергии в промышленности / Д. Рей. – М.: Энергоатомиздат, 1983. – 208 с.
6. **Васильев, Г.П.** Использование низкопотенциальной тепловой энергии земли в теплонасосных системах / Г.П. Васильев, Н.В. Шилкин // АВОК. – 2003. – № 2. – С. 56-60
7. **Попов, А.В.** Анализ эффективности различных типов тепловых насосов / А.В. Попов // Проблемы энергосбережения. – 2005. – № 1-2.
8. **Рей, Д.** Тепловые насосы / Д. Рей, Д. Макмайкл. – М.: Энергоатомиздат, 1982. – 224 с.
9. **Фиалко, Н.М.** Оценка эффективности применения тепловых насосов в условиях метрополитенов и угольных шахт / Н.М. Фиалко, Л.Б. Зимин // Пром. теплотехника. – 2006. – Т. 28, № 2. – С. 111-119.
10. Використання теплових насосів у процесах сушіння / Ю.Ф. Снежкін [и др.] // Пром. теплотехника. – 2006. – Т. 28, № 2. – С. 106-109.
11. **Святун, А.А.** Концепция энергетического рециклинга в технологическом процессе конвективной сушки измельченных материалов с рециркуляцией воздуха на мусороперерабатывающем заводе / А.А. Святун, Э.С. Клюев // Матеріали міжнародної наукової конференції «Прикладні проблеми аерогідромеханіки та тепломасопереносу». – Дніпропетровськ, ДНУ, 2008. – С. 153-154.
12. **Васильев, Г.П.** Эффективность и перспектива использования тепловых насосов в городском хозяйстве Москвы / Г.П. Васильев // Энергосбережение. – 2007. – № 8. – С. 63-65
13. **Назрашов, М.Н.** Комплексный подход к вопросу отопления, вентиляции и горячего водоснабжения административных, культурно-бытовых и жилых зданий / М.Н. Назрашов // Новости теплоснабжения. – 2000. – № 2. – С. 35-38.
14. Эффективность использования тепловых насосов в централизованных системах теплоснабжения / В.П. Фролов [и др.] // Новости теплоснабжения. – 2004. – № 7.

---

**Erokhin K.A., Puzanov D.A., Mazgovenko M.S.**

#### **Exploitation of heat pump units for mine air warming during winter**

*The article studies a possibility of exploitation of heat pump units for utilization of lower-grade heat of current of air coming out of mine.*

Поступила в редакцию 02.02.2012 г.

**МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ**

УДК 534.014:539.4:621.9

**О ВОЗМОЖНОСТИ СНИЖЕНИЯ ПРЕДВАРИТЕЛЬНОГО СМЕЩЕНИЯ  
И УСТАЛОСТНОГО РАЗРУШЕНИЯ ПОКРЫТИЙ  
ПРИ ДИНАМИЧЕСКОМ НАГРУЖЕНИИ**

Богданович П.Н. (УО «Белорусский государственный университет транспорта»),  
г. Гомель, Беларусь)

*Приводятся результаты исследований предварительного смещения при реверсивном трении в парах металл – полимерное покрытие в зависимости от режимов нагружения и содержания стеаратов металлов. Обсуждаются закономерности усталостного разрушения полимерных покрытий при фрикционном нагружении. Отмечается возможность повышения сопротивления покрытий разрушению путем введения в состав композиционного покрытия солей жирных кислот, способных образовывать на поверхности трения пленку металла с низким сопротивлением сдвигу.*

**Введение**

При восстановлении изношенных деталей не смазываемых узлов трения горного оборудования один из элементов выполняется, как правило, из композита на основе полимерного материала, либо на поверхности этого элемента формируется композитное покрытие. Полимерные композиты обладают ярко выраженными реологическими свойствами [1, 2]. При реверсивном движении сопрягаемых деталей или работе узла в режиме пуск – остановка зависимость контактных деформаций и, как следствие, коэффициента трения от времени взаимодействия выступов поверхностей трения приводит к возникновению вибраций и интенсивному изнашиванию трибосистемы [3, 4]. Причина в том, что в момент перехода от трения покоя к трению скольжения наблюдается скачкообразное падение коэффициента трения, и сжатый перед внедрившимися выступами деформируемый материал «проскакивает» под ними. Отметим, что такая же проблема возникает и в сопряжениях металл – металл, эксплуатирующихся в условиях обедненной смазки [5]. В данном случае возникновению описанного явления способствует выдавливание смазочного материала из зоны контакта на участках, где скорость относительного перемещения равна нулю, вступление выступов поверхностей сопрягаемых тел в непосредственный контакт и образование прочных фрикционных связей.

Вполне естественно, что повышение долговечности узлов трения возможно путем уменьшения отрицательных последствий явления предварительного смещения. К настоящему времени изучены природа и закономерности явления перехода от статического к динамическому фрикционному контакту применительно к парам металл-металл и металл-полимер [5-8]. Однако проблема снижения разницы между статическим  $f_{ст}$  и динамическим  $f_{д}$  коэффициентом трения и обеспечения равномерного износа вдоль пути трения реверсивно движущихся сопрягаемых деталей остается не решенной.

### Методика исследований

Образцы для исследований были выполнены в виде стальных пластин (120x40x3 мм), на поверхности которых формировалось покрытие из композиций, содержащих модифицированную эпоксидным олигомером эпоксидную смолу ЭД-20, графит, полиэтиленполиамин и соли непредельных жирных кислот. Покрытия толщиной 2,0 мм отверждались при температуре 20 °С в течение 24 часов. В качестве контртела применяли цилиндр из стали ШХ-15 диаметром 24,5 мм и высотой 32 мм, боковая поверхность которого приводилась в контакт с плоской поверхностью покрытия. Испытания проводили на машине трения МПТ-1, а также на специально разработанной установке при возвратно-поступательном движении контртела (скорость скольжения изменялась от 0 до 0,1 м/с). Длина пути трения при одном проходе индентора равнялась 40 мм. Продолжительность испытания каждого образца на изнашивание составляла 7 часов. Линейная интенсивность изнашивания рассчитывалась по потере массы образца, которая определялась на весах аналитических ВЛА-200.

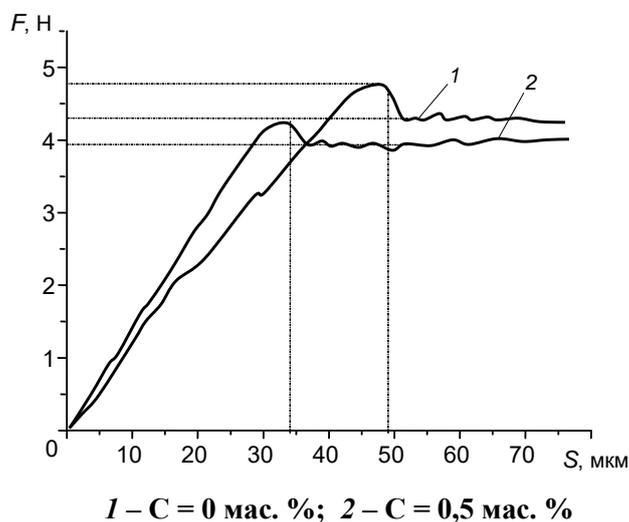
Предварительное смещение, статический и динамический коэффициенты трения регистрировали с помощью системы измерения, включающей тензометры, усилитель ТА-5 и осциллограф К-115. Максимальное давление на контактной площадке  $p_0$  рассчитывалось по формуле Герца. Во всех экспериментах по измерению предварительного смещения нахождение полимера под нагрузкой (время от момента приложения нормальной нагрузки до начала приложения сдвигающей силы) было одинаково и соответствовало 20 с.

### Результаты исследований

Представленные на рисунке 1 зависимости касательной силы  $F$  от относительного смещения  $S$  сопрягаемых тел указывают на то, что в начальный период наблюдается почти линейное увеличение силы трения. В этот период фрикционные связи между выступами поверхностей сопрягаемых тел не разрушаются, материалы выступов подвергаются преимущественно упругим деформациям. После достижения максимального значения  $F$  (соответствует силе трения покоя  $F_n$ ) происходит разрыв наиболее напряженных фрикционных связей и падение силы трения. В дальнейшем наблюдается непрерывное скольжение трущихся тел относительно друг друга, число разрушенных фрикционных связей становится близким к числу вновь образующихся, и достигается стабилизация значения силы трения скольжения  $F$ .

Величина относительного смещения тел, соответствующая переходу от трения покоя к трению скольжения, представляет собой предварительное смещение  $\delta$ . Значения  $F$ ,  $F_n$  и  $\delta$  зависят от нормальной нагрузки  $N$ , природы трущихся тел, скорости приложения сдвигающей силы  $v_F$ , топографии поверхностей трения, наличия и состава граничных слоев в зоне контакта [4]. Так, с увеличением скорости приложения сдвигающей силы кривая  $F(S)$  становится более плавной, поскольку уменьшается время нагружения и в меньшей степени успевают проявляться реологические свойства полимерного материала. Вследствие этого возрастает вероятность более равномерного и последовательного разрушения фрикционных связей. Уменьшению  $\delta$  способствует снижение нормальной нагрузки, наличие смазочного материала на поверхности трения, а также уменьшение времени нахождения трущихся тел в контакте до перехода к скольжению. По сравнению с металлами большее предварительное смещение реализуется в парах трения металл – полимер, полимер – полимер.

Введение в состав покрытия стеарата алюминия сопровождается уменьшением предварительного смещения и сил трения покоя и скольжения (кривая 2 на рисунке 1). При чем это влияние в большей степени сказывается на величине  $F_{\text{п}}$ . Так, при содержании стеарата алюминия  $C = 0,5$  мас. % в эпоксидном композите сила трения покоя уменьшается на  $0,5$  Н, а сила трения скольжения – на  $0,36$  Н.



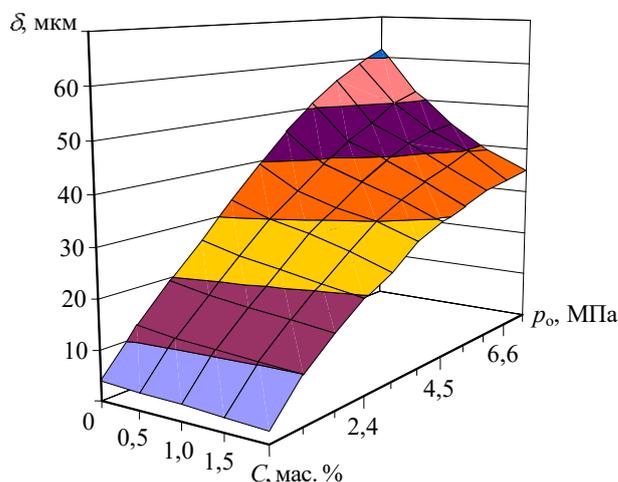
**Рисунок 1 – Кривые зависимости касательной силы  $F$  от относительного смещения  $S$  трущихся тел при  $v = 2,5$  Н/с,  $p_0 = 4,6$  МПа и различном содержании стеарата алюминия**

Такой эффект, а также существенное снижение (с  $49$  мкм до  $34$  мкм) предварительного смещения можно объяснить образованием на поверхностях трения тончайшей пленки алюминия с низким сопротивлением сдвигу, которая препятствует образованию прочных фрикционных связей между выступами поверхностей сопрягаемых тел. Более слабое взаимодействие между контактирующими выступами и меньшее их число приводит к тому, что разрушение фрикционных связей при переходе от покоя к скольжению происходит при меньшем касательном усилии, а каждая последующая связь разрывается при меньшем приращении касательной силы. В итоге наблюдается более плавный переход от статического к динамическому контакту.

Повышение давления на контактной площадке сопровождается существенным увеличением  $\delta$  (рисунок 2). При этом наблюдается рост доли пластической деформации композита в контакте, и вовлечение в контакт новых микронеровностей, имеющих меньшую высоту. В результате увеличиваются суммарное сопротивление действию сдвигающей силы и предшествующая разрушению пятен контакта деформация выступов поверхностей трения сопрягаемых тел, что способствует росту  $\delta$ . Кроме того, повышение  $p_0$  приводит к росту глубины внедрения неровностей поверхности контртела в поверхностный слой композита. Это увеличивает амплитудные значения контактных деформаций, глубину их распространения и сопротивление полимера переходу от статического к динамическому контакту.

Установлено, что эффективность введения в эпоксидный композит стеарата алюминия как противоскачкового наполнителя зависит от режимов нагружения (рисунок 2). Видно, что наиболее существенное снижение  $\delta$  достигается при высоких нормальных нагрузках: при контактном давлении  $p_0 = 7,3$  МПа стеарат алюминия снижает предварительное смещение более чем на  $40$  %, а по мере уменьшения  $p_0$  изменение  $\delta$  не превышает  $20$  %. Причина в том, что в высоконагруженном контакте пленка алюминия

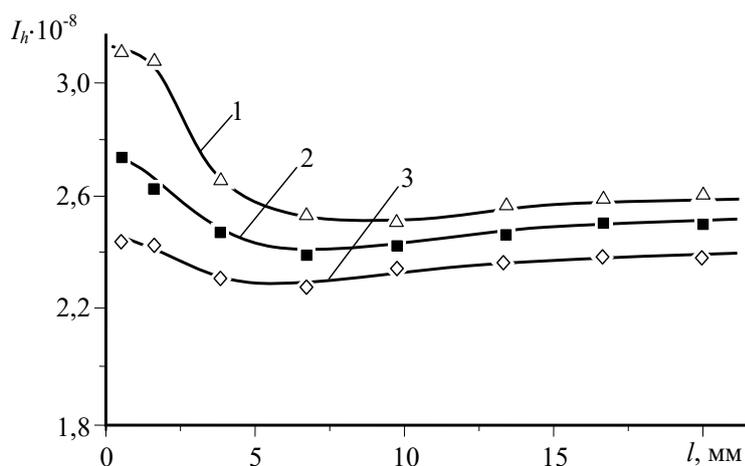
предотвращает от непосредственного взаимодействия большее число выступов сопрягаемых поверхностей трения. Кроме того, с увеличением  $p_0$  возрастает температура вспышек на пятнах контакта, что существенно снижает модуль упругости и сопротивление пленки алюминия сдвигу.



**Рисунок 2 – Предварительное смещение при трении металла по эпоксидному композиту в зависимости от контактного давления  $p_0$  и содержания стеарата алюминия при  $v_F = 2,5 \text{ Н/с}$**

Отметим, что аналогичные описанным выше закономерности влияния концентрации стеарата алюминия в композите выявлены для статического и динамического коэффициентов трения.

Поскольку предварительное смещение является интегральным результатом деформаций сдвига и нормальных деформаций поверхностных слоев композита следует ожидать, что введение стеарата алюминия будет способствовать не только снижению возникающих при трении автоколебаний, но и существенно повысит сопротивление композита изнашиванию.



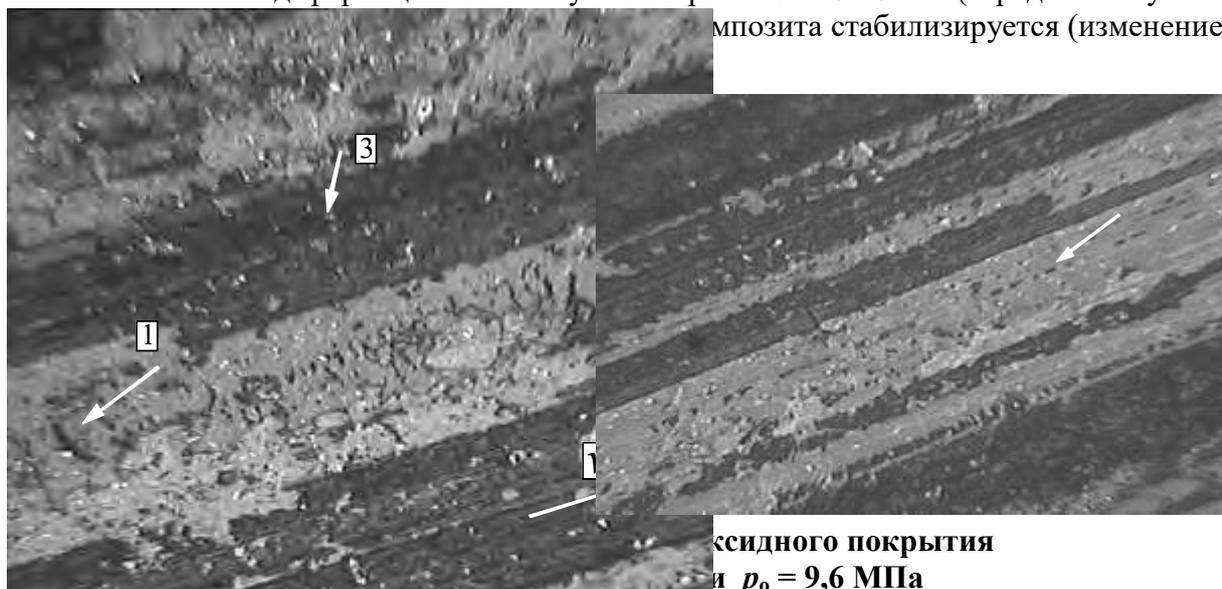
1 –  $C = 0$ ; 2 –  $C = 0,5$  мас. %; 3 –  $C = 1,2$  мас. %

**Рисунок 3 – Распределение износа покрытия из эпоксидной композиции вдоль дорожки трения при  $p_0 = 9,6 \text{ МПа}$  и различном содержании стеарата алюминия**

Приведенные на рисунке 3 кривые распределения интенсивности изнашивания  $I_h$  вдоль пути трения  $l$ , начиная от крайней поворотной точки ( $l=0$ ), свидетельствуют о том, что композитное покрытие изнашивается неравномерно. Четко выраженный максимум  $I_h$  имеет место на участке поверхности трения, непосредственно прилегающем к зоне проявления предварительного смещения. Длина этого участка составляет ориентировочно 6 мм, что приблизительно на порядок превышает ширину контактной площадки. Назовем его зоной реверса. Причинами повышенного износа композита в этой зоне являются его ярко выраженные реологические характеристики и существенная разница между динамическим и статическим коэффициентом трения. Так, в зоне реверса материал покрытия находится под нагрузкой (в контакте с контртелом) в течение времени, достаточного для развития вязкоупругих деформаций. Это обеспечивает рост молекулярной и механической составляющих коэффициента трения и увеличение предварительного смещения.

По мере удаления от крайней поворотной точки интенсивность изнашивания в зоне реверса уменьшается, а на участках, где реализуется динамический фрикционный контакт ( $l > 6$  мм), износ распределяется по поверхности трения более равномерно и протекает менее интенсивно. Здесь скорость скольжения контртела велика и, вследствие малого времени нахождения под нагрузкой, материал испытывает преимущественно упругие деформации, а коэффициент трения (динамический) значительно снижается.

Как показал анализ поверхностей изношенных покрытий, в выбранных условиях трения доминирующим является усталостное изнашивание, а сопутствующими – адгезионное и абразивное изнашивание твердыми выступами поверхности контртела (рисунки 4). О наличии усталостного изнашивания свидетельствуют перпендикулярно расположенные вектору скорости микротрещины (на рисунке 4а, см. в направлении стрелки 1) и неправильной формы питтинговые пятна (углубления), дно которых подобно поверхности излома металла (показаны стрелкой 2). Такой рельеф дна питтингового пятна является результатом выкрошивания материала между близко расположенными микротрещинами. Естественно, что снижение контактных деформаций по мере удаления от крайней поворотной точки сопровождается уменьшением  $I_h$ . При  $l > 6-7$  мм скорость относительного перемещения  $v$  трущихся тел такова, что композит деформируется преимущественно упруго и дальнейший рост  $v$  не вызывает заметного увеличения контактных деформаций. Поэтому в интервале  $l = 6-20$  мм (серединовый участок композита стабилизируется (изменение  $I_h$



оксидного покрытия  
и  $p_0 = 9,6$  МПа

Наличие на поверхности трения бороздок, ориентированных вдоль вектора скорости скольжения (см. в направлении стрелки 3) указывает на то, что композит подвергается абразивному изнашиванию. В зонах реверса выступы контртела более длительное время находятся в контакте, что способствует росту глубины их внедрения в композит. При этом возрастает толщина и интенсивно деформируемого и подвергаемого разрушению слоя, увеличивается глубина бороздок и доля пластической деформации материала. В итоге обеспечивается более высокая интенсивность абразивного изнашивания. С удалением от крайней поворотной точки время нахождения выступов поверхности контртела в контакте с композитом уменьшается, и глубина их внедрения становится меньшей, что снижает  $I_h$ .

Адгезионное изнашивание проявляется в минимальной степени. На поверхности изношенного покрытия можно обнаружить редко расположенные вырывы – углубления, форма которых близка к круговой (показаны стрелкой на рисунке 4б). В зонах реверса выступы сближаются настолько, что возникают прочные мостики сварки. Этому способствует более высокая вероятность разрушения граничного слоя и возникновения непосредственного контакта материалов трущихся тел. Поэтому здесь возможно глубинное вырывание в поверхностном слое композита, приводящее к его интенсивному изнашиванию.

Таким образом, по мере удаления от крайней поворотной точки интенсивность всех перечисленных видов изнашивания уменьшается. В итоге уменьшается суммарное значение  $I_h$  композита на прилегающих участках.

Введение в состав композита стеарата алюминия уменьшает вероятность образования прочных адгезионных связей и молекулярную составляющую трения, что снижает контактные деформации материала поверхностного слоя. Благодаря этому в меньшей степени реализуется усталостное и адгезионное изнашивание композита (кривая 2 на рисунке 3). Однако формирование граничной пленки алюминия не вызывает заметного изменения абразивного изнашивания.

Установлено, что противоскачковое действие стеарата алюминия проявляется в основном в области малых его концентраций, а при  $C > 1,2$  мас. % зависимость  $I_h(C)$  становится менее существенной. Анализ показывает, что влияние стеарата алюминия на изнашивание композита в большей степени сказывается на участках поверхности трения, непосредственно прилегающих к крайним поворотным точкам. На срединных участках пути трения зависимость  $I_h(C)$  проявляется в меньшей степени, что может быть связано с влиянием скорости скольжения на глубину внедрения выступов контртела в эпоксидное покрытие. Следует отметить, что зависимости  $I_h(C)$  и  $\delta(C)$  подобны.

### Заключение

Исследовано влияние концентрации стеарата алюминия в композите и нормальной нагрузки на изнашивание и предварительное смещение сопряжения стальной цилиндры – эпоксидное покрытие. Показано, что введение в эпоксидный композит стеарата алюминия сопровождается уменьшением интенсивности изнашивания, предварительного смещения и разницы между статическим и динамическим коэффициентом трения. Механизм этого эффекта заключается в образовании на поверхности трения граничной пленки алюминия с низким сопротивлением сдвигу, которая препятствует образованию прочных фрикционных связей и снижает амплитудные значения контактных деформаций. Следствием этих изменений является уменьшение вклада усталостного и адгезионного видов изнашивания. По мере увеличения концентрации стеарата алюминия его

влияние на изнашивание эпоксидного композита и предварительное смещение в контакте со стальным контртелом становится менее существенным.

#### Список использованных источников

1. **Богданович, П.Н.** Трение, смазка и износ в машинах / П.Н. Богданович, В.Я. Прушак, С.П. Богданович. – Минск: Технология, 2011. – 528 с.
2. **Сысоев, П.В.** Деформация полимеров при трении / П.В. Сысоев, П.Н. Богданович, А.Д. Лизарев. – Минск: Наука и техника, 1985. – 240 с.
3. **Bogdanovich, P.N.** Micro-slip of metal – polymer friction pairs / P.N. Bogdanovich, A.A. Baidak // 2<sup>nd</sup> World Tribology Congress: Abstracts of papers – Vienna. – 2001. – P. 192.
4. **Богданович, П.Н.** Предварительное смещение в металлополимерном фрикционном контакте / П.Н. Богданович // Доклады Академии наук Беларуси. – 2005. – № 6. – С. 115-118.
5. **Евдокимов, В.Д.** Об отрицательном эффекте реверса и способе его устранения / В.Д. Евдокимов // Доклады Академии наук СССР. – 1972. – Т. 201, № 6 – С. 1332-1334.
6. **Bogdanowich, P.N.** Failure of Polymeric Composites / P.N. Bogdanowich, A.A. Baidak, S.P. Bogdanowich / *Mechanika Zniszczenia Materialow i Konstrukcji*. – 2005. – P. 27-30.
7. **Богданович, П.Н.** Особенности изнашивания металлополимерных пар трения, работающих в режиме предварительного смещения / П.Н. Богданович, С.Г. Данченко // Трение и износ. – 2004. – Т. 25, № 1. – С. 35-40.
8. **Богданович, П.Н.** Особенности разрушения покрытий на деталях, подвергаемых динамическому нагружению / П.Н. Богданович // Горная механика и машиностроение. – 2010. – № 2. – С. 104-109.

---

**Bogdanovich P.N.**

#### **On the possibility of preliminary displacement and fatigue failure of coatings reduction under dynamic loadings**

*The results of investigation of preliminary displacement in the reverse friction in pairs of metal – polymer coatings in dependence on loading conditions and metal stearates content are presented. Regularities of fatigue failure of polymer coatings under friction loading are discussed. It is remarked the possibility of increasing of the coatings resistance to failure by addition of fatty acid salt, which is capable to form on the friction surface a metal layer with low shear resistance, in composite coatings.*

Поступила в редакцию 03.05.2012 г.

УДК 678.743.41:620.3(045)(476)

## МАЛОНАПОЛНЕННЫЕ НАНОКОМПОЗИЦИОННЫЕ МАТЕРИАЛЫ НА ОСНОВЕ МОДИФИЦИРОВАННОГО ПОЛИТЕТРАФТОРЭТИЛЕНА

Щерба В.Я. (ЗАО «Солигорский Институт проблем ресурсосбережения с Опытным производством», Беларусь)

*В статье приведены результаты исследования эффективности модифицирующего действия на матрицу политетрафторэтилена дисперсных модификаторов различного состава, строения и технологии получения, объединенных общим признаком наноразмерности.*

### Введение

В номенклатуре триботехнических фторкомполитов особое место принадлежит материалам, содержащим относительно небольшое количество модификаторов, в качестве которых используют низкоразмерные частицы углеродсодержащих, кремнийсодержащих соединений, керамик, оксидов, металлов и сплавов, которое в [1] называют допинговым.

Преимуществом малонаполненных композиционных материалов по сравнению с традиционными, содержащими от 10 до 30 мас. % модификатора, является сочетание достаточно высоких показателей деформационно-прочностных и триботехнических характеристик с минимальным абразивным воздействием на сопряженное металлическое контртело [2-5]. Комплексный эффект модифицирующего действия дисперсных частиц различного состава и строения, введенных в полимерные и олигомерные матрицы в допинговых концентрациях, обусловлен преимущественно действием их на процессы кристаллизации, которое приводит к образованию надмолекулярных структур сферолитного типа, увеличивающих степень кристалличности композитов. При этом дефектность материала вследствие того, что частицы модификатора выступают в роли зародышей кристаллообразования, не увеличивается, как это наблюдается у композитов с содержанием наполнителя 5-40 мас. %.

### Оценки эффективности модифицирующего действия наполнителей различного состава

В последние годы особое внимание привлечено к композиционным материалам, содержащим в качестве модифицирующего компонента наноразмерные частицы различного состава, габитуса и технологии получения. В материаловедении фторкомполитов такие наполнители комплексного механизма действия (УДА, УДАГ, УДАВ, цеолиты, нанокерамики, слоистые силикаты и др.) находят все большее применение, так как позволяют в оптимальной степени реализовать характерные преимущества фторсодержащих матриц в функциональных композитах, применяемых в узлах трения с экстремальными условиями эксплуатации, прецизионных трибосистемах и технологическом оборудовании с особыми требованиями по устойчивости и биохимической инертности [1].

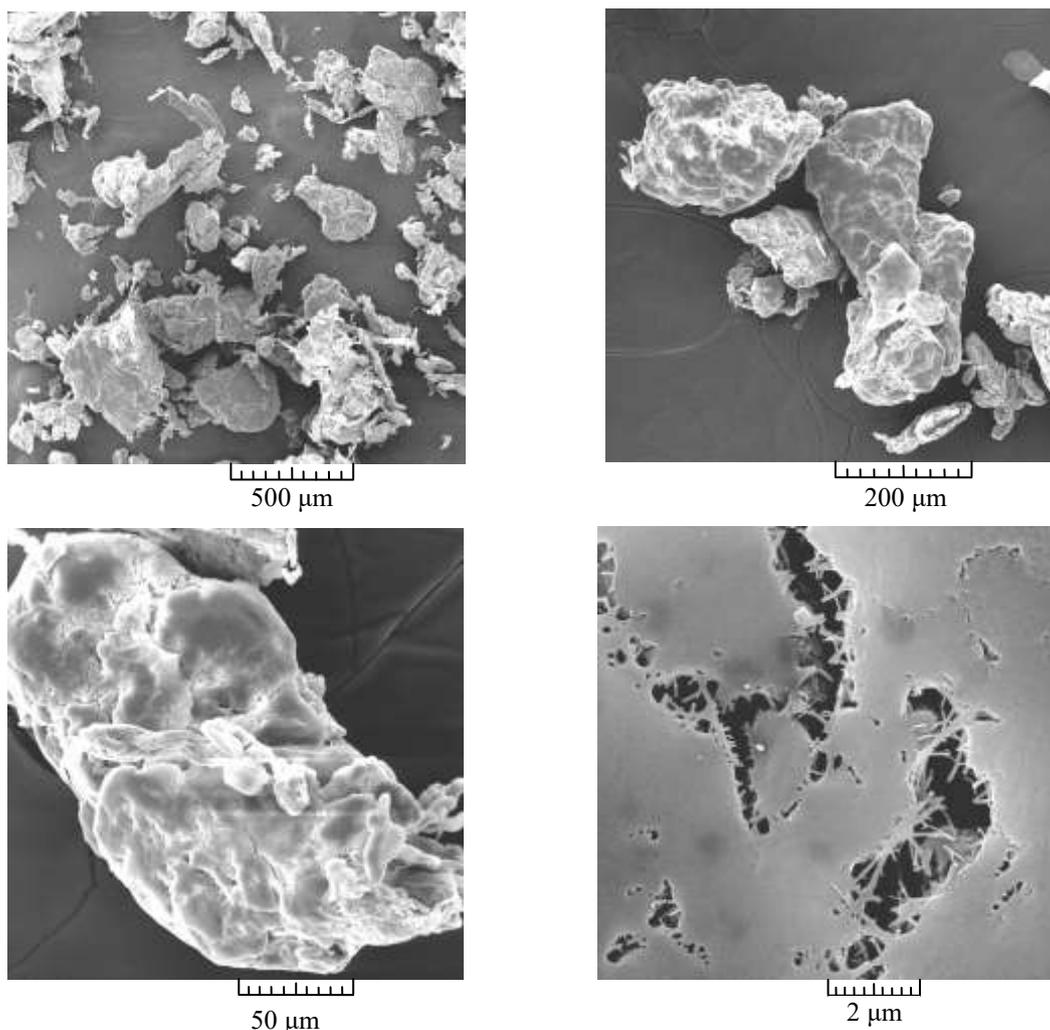
Несмотря на быстро расширяющуюся номенклатуру малонаполненных нанокомполитов, единые представления об особенностях их структуры и механизма модифицирующего действия наноразмерных частиц не сформированы, что существенно сужает диапазон их практического применения.

В настоящей статье будет проведена оценка эффективности модифицирующего действия на матрицу политетрафторэтилена дисперсных модификаторов различного состава, строения и технологии получения, объединенных общим признаком наноразмерности, который реализовывался бы хотя бы по одному направлению. Согласно [1] такие дисперсные частицы обладают повышенной активностью и относятся к нанодисперсным.

Для оценки эффективности модифицирующего действия наполнителей различного состава был проведен морфологический анализ их единичных частиц и кластерных структур, образовавшихся в процессе технологических воздействий на разных стадиях получения. Частицы ПТФЭ и УПТФЭ анализировали в состоянии промышленной поставки, частицы трепела, технического углерода, «нанотрубок», глин, шунгита – после диспергирования на устройстве барабанного типа (шаровых мельницах) или после дробления на установках «Млын» пружинного типа (УО «Белорусско-российский университет»).

Морфологический анализ дисперсных компонентов, проведенный с применением РЭМ, свидетельствует о наличии характерных особенностей, свойственных каждому типу модификаторов.

На рисунке приведена характерная морфология единичных частиц ПТФЭ марки Ф-4 ПН в состоянии промышленной поставки при различных степенях увеличения.



**Рисунок – Характерная морфология частиц политетрафторэтилена марки Ф-4 ПН в состоянии промышленной поставки**

Анализ показывает, что единичные частицы ПТФЭ представляют собой кластерные структуры, образованные агрегатами нанометровой размерности, и соединенные между собой адгезионными связями преимущественно адсорбционного типа. Подобные структуры являются, очевидно, следствием синтеза ПТФЭ, в результате которого в рабочем объеме реактора образуется множество агрегатов глобулярного типа, которые при взаимодействии друг с другом образуют структуры с выраженной морфологией кластера.

Адгезионное взаимодействие между глобулярными фрагментами достаточно велико и в ряде случаев обусловлено взаимодиффузией макромолекул, входящих в структуру поверхностного слоя единичных глобул с образованием переходного слоя достаточно высокой прочности, близкой к когезионной. Об этом свидетельствует наличие характерных соединительных фрагментов, вероятно образованных проходными цепями между отдельными блоками крупной частицы при механическом воздействии на нее элементов технологической установки, в которой осуществляется синтез. Геометрические размеры кластерных структур, очевидно, обусловлены статистическими факторами взаимодействия первоначальных глобул, образовавшихся на начальных стадиях синтеза.

Подобная морфология частиц ПТФЭ обуславливает большой разброс размеров фракций (полифракционность), возможность дополнительного измельчения первичных частиц на последующих стадиях изготовления композиционных материалов, а также возможность модифицирования их путем аппретирования и перемешивания с компонентами, обладающими пропорциональными геометрическими размерами и развитой геометрией поверхностного слоя. Собственная характерная морфология поверхностного слоя единичных промышленных частиц ПТФЭ способствует закреплению частиц модификатора на их поверхности и формированию при последующих операциях по получению монолитного полуфабриката локализованных участков фазовой неоднородности, в которых преимущественно сосредоточен модифицирующий компонент. Очевидной является корреляционная связь между размерами частиц ПТФЭ и частиц модификатора: частицы модификаторов с размерами, соизмеримыми с размерами микронеровностей поверхностного слоя частиц ПТФЭ, закрепляются в них и при последующем прессовании и монолитизации локализуются расплавом, становясь центрами зародышеобразования сферолитных надмолекулярных структур. Частицы с геометрическими размерами, превышающими размеры микронеровностей поверхностного слоя частиц ПТФЭ, располагаясь в межчастичном пространстве, являются, по существу, дефектом структуры и механизм их действия (армирование матрицы или ее ослабление) определяется энергией межфазного взаимодействия – при хорошем смачивании поверхностного слоя наполнителя квазирасплавом ПТФЭ обеспечивается возможность формирования прочной адгезионной (в отдельных случаях, хемосорбционной) связи на границе раздела «матрица – наполнитель» и проявление армирующего действия наполнителя; при «плохом» смачивании частица наполнителя ослабляет матрицу, однако может служить антифрикционной добавкой или компонентом, повышающим теплопроводность поверхностного слоя композита. Вследствие отмеченных особенностей при использовании наполнителя одинакового состава, кристаллохимического строения, структуры варьированием геометрических параметров его единичных частиц и морфологией поверхностного слоя можно регулировать параметры служебных характеристик композиционных материалов на основе ПТФЭ в широких диапазонах значений.

Не менее важным следствием характерного кластерного строения единичных частиц ПТФЭ, обусловленного условиями синтеза, является зависимость параметров прочностных и триботехнических характеристик от технологической предыстории под-

готовки компонентов и широкий разброс их значений в пределах одной марки полуфабриката, произведенного по одной нормативной документации.

Кластерные структуры макрочастиц, образованные по статистическим зависимостям, обладают различной термодинамической устойчивостью и деформационно-прочностными характеристиками. При их уплотнении и последующей монолитизации неизбежно образование напряженных микрообластей в зонах контактирования единичных частиц, которые при последующем деформировании могут стать источниками зарождения микро- и макродефектов, приводящих к разрушению. Несмотря на одинаковые условия монолитизации, в объеме образца всегда присутствуют участки с неравномерным строением, в наибольшей степени подверженные разрушению даже при относительно небольших внешних энергетических (тепловых, механических, радиационных и др.) воздействиях. По нашему мнению, кластерное строение единичных частиц ПТФЭ, обусловленное особенностями синтеза, определяет механизмы диспергирования полуфабрикатов под действием энергетических потоков – лазерных, ионных, тепловых, электродуговых их сочетаний.

В ряде работ отмечено специфическое строение продуктов конденсации ПТФЭ при «распылении» полуфабрикатов энергетическими потоками разной энергии и природы [4-6].

На поверхности твердых подложек, например, изделий из резин, стекла, углеродных волокон образуются слои, состоящие из агрегатов глобулярной формы, объединенных кластерной структурой. Вероятно, эти слои, называемые в [4-6] «пленками», а в [7] «продуктами сублимации», являются следствием первоначальной кластерной структуры первичных частиц ПТФЭ, которые даже после монолитизации сохраняют свое первоначальное строение и при последующих внешних воздействиях относительно легко разрушаются с образованием глобулярных фрагментов, которые образуют нановзвеси, подобные аэрозолям, дымам и туманам.

Рассмотренные выше соображения позволяют объяснить морфологию продуктов термогазодинамического синтеза ПТФЭ, для которой характерно наличие полимерных и олигомерных фракций в структуре единичных частиц, представляющих собой кластерные образования [6].

Кроме того, очевидна необходимость уточнения некоторых теоретических предположений формирования покрытий из продуктов диспергирования ПТФЭ на твердых подложках, которые базируются на классических представлениях о механизмах деструкции и последующей реполимеризации активных фрагментов – макрорадикалов. Очевидно, что в неравновесных условиях энергетического воздействия на микрообъемы полуфабриката невозможно образование значительных объемов мономерных продуктов ( $CF_2=CF_2$ ), которые теоретически способны к процессам полимеризации при отсутствии соответствующих условий. Макрорадикальные фрагменты при таких условиях не способны сформировать линейные макромолекулы, одинаковые по структуре и молекулярной массе с макромолекулами исходного полуфабриката. Поэтому наиболее вероятным механизмом диспергирования полуфабриката ПТФЭ является разрушение кластерных структур по границам раздела одиночных глобул с образованием активных наночастиц с повышенным энергетическим состоянием, которые способны при осаждении на твердую подложку образовывать новые кластерные структуры с достаточно высокой когезионной прочностью. Низкомолекулярная фракция, образующаяся в результате деструкции наиболее напряженных участков проходных цепей, является сопутствующим продуктом, который не оказывает заметного влияния на механизмы формирования конденсированных структур и продуктов деструкции, близких по строению и продуктам сублимации [6, 7].

---

### Заключение

Особенности морфологии частиц промышленного полуфабриката ПТФЭ и механизмов их диспергирования и монолитизации позволяют предложить новые методы выбора и подготовки компонентов функциональных триботехнических материалов на основе фторсодержащих матриц, состоящие в создании активной геометрии и зарядового состояния единичных частиц матрицы и модификатора путем функциональной обработки и обеспечения оптимальных условий их взаимодействия в процессе смешивания и монолитизации.

### Список использованных источников

1. Полимер-силикатные машиностроительные материалы: физико-химия, технология, применение / С.В. Авдейчик и [др.]; под ред. В.А. Струка, В.Я. Щербы. – Минск: Тэхналогія, 2007. – 431 с.
2. Композиционные материалы на основе политетрафторэтилена: структурная модификация / Ю.К. Машков [и др.]. – М.: Машиностроение, 2005. – 240 с.
3. Модифицирование углеволокон для наполнения политетрафторэтилена / В.А. Шелестова [и др.] // Материалы, технологии, инструменты. – 2002. – Т. 6, № 3. – С. 86-89.
4. Новые ресурсосберегающие технологии и композиционные материалы / Ф.Г. Ловшенко [и др.]. – Гомель: БелГУТ, 2004. – 519 с.
5. Нанокomпозиционные машиностроительные материалы: опыт разработки и применения / С.В. Авдейчик [и др.]; под ред. В.А. Струка. – Гродно: ГрГУ, 2006. – 403 с.
6. Бузник, В.М. Состояние отечественной химии фторполимеров и возможные перспективы развития / В.М. Бузник // Российский химический журнал. – 2008. – Т. 52, № 3. – С. 7-12.
7. Лазерная абляция политетрафторэтилена / П.Н. Гракович [и др.] // Российский химический журнал. – 2008. – Т. 52, № 3. – С. 97-105.

---

**Scherba V.Y.**

### **Low-charged nanocomposites of modified polytetrafluorethylene**

*The article describes the investigations results of modifying efficiency on a matrix of dispersed ripening modifiers polytetrafluorethylene of a different makeup and a method of generation that are united by a common nanodimensionality feature.*

Поступила в редакцию 03.05.2012 г.

УДК 674.8.02

## ЭКОЛОГИЧЕСКИЕ АСПЕКТЫ ИЗГОТОВЛЕНИЯ МАШИНОСТРОИТЕЛЬНЫХ МАТЕРИАЛОВ НА ОСНОВЕ ФЕНОЛЬНЫХ СМОЛ

Мельников С.Ф. (УО «Белорусский торгово-экономический университет потребительской кооперации», г. Гомель, Беларусь), Ахмадиева Л.В. (ЗАО «Солигорский Институт проблем ресурсосбережения с Опытным производством», Беларусь), Моисеенко В.А., Шаповалов В.М. (ГНУ «Институт механики металлополимерных систем им. В.А. Белого НАН Беларуси», г. Гомель, Беларусь)

*Исследовано выделение свободного фенола при изготовлении композитов на основе фенольных смол. Предложена формула для расчета максимально возможных выбросов фенола в окружающую среду при прессовании стандартных композитов.*

### Введение

Композиты на фенольных смолах (ФС) находят широкое применение в народном хозяйстве, например, в машиностроении при изготовлении корпусов роlikоопор, используемых в конвейерном транспорте [1-3]. Это обусловлено хорошими эксплуатационными свойствами таких композитов, обеспечивающих повышенную долговечность и работоспособность изделий в условиях агрессивных воздействий и запыленности. В то же время производство изделий из таких материалов сопровождается выделением вредных веществ, в первую очередь фенола [4, 5]. В зависимости от вида используемой смолы, процесс производства композитов можно разделить на две стадии: смешение компонентов композиции и ее последующее прессование. При использовании ФС в твердом виде выделение фенола на первой стадии можно не учитывать. Если ФС используется в виде раствора, то после смешения компонентов проводится сушка композиции для удаления растворителя. Затем из нее прессуются изделия при температурах отверждения ФС (130-170 °С). На каждой из этих стадий происходит выделение летучих веществ, в том числе свободного фенола. Поэтому знание закономерностей выделения фенола, оценка количества летучих веществ позволит создать благоприятные условия для проектирования эффективной вытяжной вентиляции и очистных сооружений с максимальным улавливанием и нейтрализацией вредных выбросов, улучшая экологическую обстановку на рабочих местах и близлежащей территории.

Целью настоящей работы являлось количественное определение выделений фенола на различных стадиях производства композитов на основе фенольных связующих.

### Методика исследований

Объектом исследований являлись жидкие фенольные смолы в виде бакелитовых лаков марок ЛБС-1 и ЛБС-9, а также твердые порошкообразные смолы новолачного (СФП-011А) и резольного (СФ-342А) типа, содержащие различное количество свободного фенола. Некоторые характеристики исследуемых ФС приведены в таблице.

Таблица – Некоторые свойства фенольных смол

Показатель	Марка смолы			
	ЛБС-1	ЛБС-9	СФП-011А	СФ-342А
Внешний вид	прозрачный раствор красно-бурого цвета		порошок светло-желтого цвета	
Содержание, %				
- нелетучих веществ	50-55	50-55	не регламентируется	
- свободного фенола	8	2,5	7	6
Температура каплепадения, °С	не регламентируется		100	105
Тип смолы	резол	резол	новолак	резол

В качестве наполнителей использовали древесные частицы различного гранулометрического состава, в том числе в виде древесной муки, стекловолокно и отходы хлопчатобумажной ткани, как наиболее часто применяемые в производстве фенопластов, древопластиков, стеклопластиков и волокнитов [1-3]. Содержание наполнителя в ФС варьировали от 70 до 85 мас. %.

Образцы композитов для дальнейшего анализа на выделение вредных веществ получали механическим смешением ФС с дозированным количеством наполнителя.

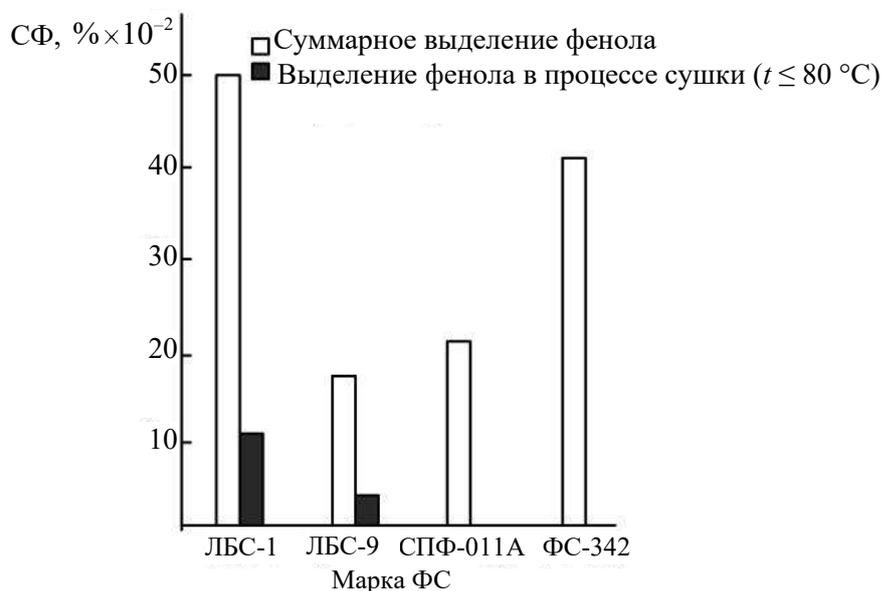
Сразу после смешения с жидкими ФС, компоненты со слоем ФС толщиной 2-3 мм помещали на обогреваемую плиту, расположенную под вытяжной воронкой с отводной трубкой к поглотителям. Плиту нагревали со скоростью ~ 10 °С/мин. Выделяющиеся при нагреве образцов летучие продукты пропускали через поглотители, заполненные 0,8 % раствором соды. Поглотительные растворы анализировали на фенол по реакции с диазотированным п-нитроанилином [6]. Анализировали не только поглотительные растворы, но и фенол, осевший на внутреннюю поверхность вытяжной воронки и отводной трубки. Стадия сушки композитов на жидких ФС ограничивали нагревом плиты до 80 °С. По достижении этой температуры поглотители забирали на анализ. На их место ставили новые поглотители, а нагрев исследуемого композита продолжали далее до температуры 170 °С с последующей выдержкой при этой температуре в течение расчетного времени (1 мин/мм толщины композита). Выделяющийся при этом свободный фенол относили к стадии прессования. Композиции с порошкообразными ФС на стадии сушки не анализировали.

В ряде экспериментов высушенные композиции прессовали при комнатной температуре в таблетки диаметром 50 мм и толщиной ~ 3 мм. Эти образцы также подвергали нагреву до 170 °С с поглощением летучих продуктов. Предполагали, что таблетированные композиты могут косвенно свидетельствовать о влиянии давления прессования на выделение фенола.

### Результаты экспериментов и их обсуждение

Источником фенола, выделяющегося при изготовлении композита является исходный продукт, не прореагировавший при синтезе ФС и остающийся в свободном виде в смоле. Предполагалось, что выделение фенола при изготовлении композитов будет коррелировать с его исходным содержанием в ФС. Проведенные эксперименты подтвердили это предположение. В частности, бакелитовый лак марки ЛБС-1, содержащий 52 мас. % смолы и 7,8 мас. % свободного фенола выделил при сушке и отверждении лака около 5 г фенола на 100 г сухой ФС. Лак ЛБС-9 с пониженным содержанием свободного фенола выделил при отверждении в 3 раза меньше этого продукта. При этом

снижение выброса фенола было пропорционально уменьшению доли свободного фенола в лаке. Показано, что выделение основной массы фенола из лака наблюдалось на стадии его отверждения при температуре выше 80 °С (рисунок 1).



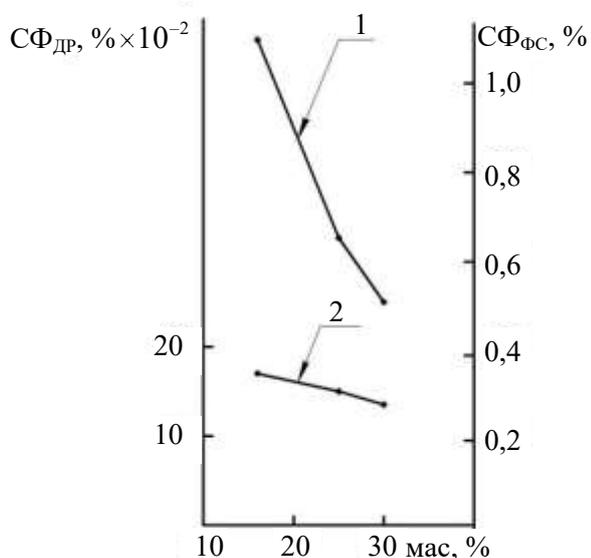
**Рисунок 1 – Выделение фенола при отверждении ( $T = 120\text{ }^{\circ}\text{C}$ ) и сушке ( $T = 70\text{ }^{\circ}\text{C}$ ) исследуемых ФС**

В то же время для порошкообразных смол (СФП-011А, СФ-342А), содержащих соответственно 7 % и 6 % свободного фенола, выделение этого компонента при нагреве составило 2 г и 4 г на 100 г соответственно. Отсутствие корреляции между выделением фенола и его содержанием в порошкообразных смолах обусловлено, по-видимому, разным типом ФС. У новолачных смол, содержащих в своем составе порошкообразный отвердитель, ускоряется процесс сшивки олигомеров и большее количество свободного фенола вовлекается в структуру связующего. У резольных смол отвердитель отсутствует и большая часть фенола выбрасывается в атмосферу при высокотемпературном воздействии на смолу.

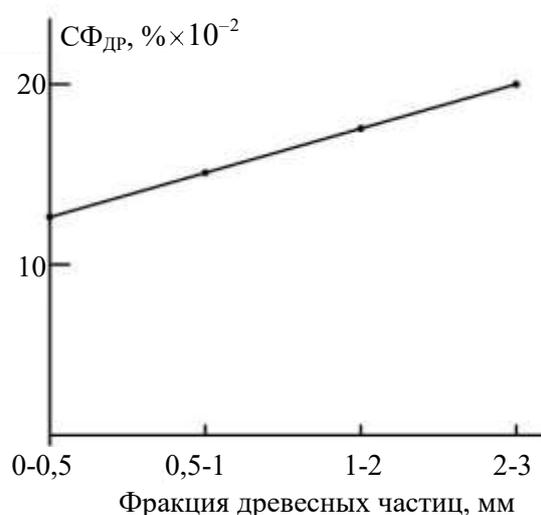
Чтобы выяснить влияние наполнителя на выделение фенола, были проведены эксперименты на древопластиках с различным содержанием связующего (от 15 до 30 мас. %). На рисунке 2 представлена зависимость выброса фенола при нагреве исследуемых образцов до температуры прессования (170 °С) от содержания в них ФС.

Установлено, что при пониженном содержании ФС в древопластике удельный выброс фенола по отношению к смоле увеличивается. Данный факт представляется неожиданным, так как даже из чистой ФС выделение фенола в процентном отношении к его исходному содержанию в смоле значительно меньше. Объяснить этот факт можно распределением олигомеров ФС в капиллярно-пористой структуре и по поверхности древесных частиц в процессе смешения компонентов. При нагреве композиций олигомеры, адсорбированные древесиной, не участвуют в сшивке связующего, а наиболее легкие из них, в частности фенол, улетучиваются из образцов. Увеличение доли связующего приводит к образованию поверхностной пленки ФС на древесных частицах. В результате этого появляется возможность улучшения условий для взаимодействия олигомеров. При этом некоторая часть свободного фенола участвует в процессе сшивки связующего, а не выбрасывается в окружающую среду.

Проведенные исследования (рисунок 3) подтвердили влияние наполнителя на выделение свободного фенола. При прочих равных условиях, снижение размера древесных частиц способствовало уменьшению выбросов свободного фенола. Эта зависимость в равной степени наблюдалась в экспериментах, где в композитах применялись ФС как в жидкой, так и в твердой фазе. Механизм этого эффекта обусловлен сорбирующей способностью древесных частиц, имеющих развитую поверхность и капиллярно-пористую структуру. Следовательно, наполнитель из хлопчатобумажной ткани будет лучше сорбировать олигомеры смолы, чем стекловолокно, а соответственно и выбросы свободного фенола из композита на основе ткани будут ниже, чем у стеклопластика. Об этом свидетельствуют результаты экспериментов, где у стеклопластика на основе смолы СФ-342А выделение фенола оказалось на 20 % больше чем у композита, содержащего в качестве наполнителя хлопчатобумажную ткань.



**Рисунок 2 – Зависимость выделения фенола при нагреве древопластов до температуры 170 °С от содержания в них ФС (по сухому остатку): 1 – в процентах к массе ФС (СФ<sub>ФС</sub>); 2 – в процентах к массе древопластов (СФ<sub>др</sub>)**



**Рисунок 3 – Влияние фракционного состава древесных частиц на выделение фенола из древопластика**

Предполагается, что силовое воздействие на исследуемые образцы в процессе горячего прессования приведет к снижению выброса фенола из композитов, содержащих пористый наполнитель. Во-первых, этому будет способствовать деформация наполнителя, которая затруднит выход фенола, поглощенного тканью или древесиной. Во-вторых, приложение давления обеспечит образование в поверхностном слое композита тонкого слоя связующего, в котором условия для сшивки олигомеров, с участием свободного фенола протекают намного активнее. При этом сама пленка отвержденной ФС, образующаяся на поверхности композита, будет препятствовать удалению летучих веществ, в том числе фенола, из срединных слоев композита. Это предположение, косвенно, подтверждается снижением на 30 % выброса фенола из таблетированных образцов, а также показателями в установившейся практике, отраженными в техническом кодексе [7].

Количественный анализ фенола, выделяющегося на стадии прессования композитов достаточно сложен. Исходя из предложенной нами методики, экспериментально показано, что величина его максимально возможного выброса может достигать ~ 8,5 %

от общего содержания свободного фенола в ФС. При этом на стадии приготовления композита (включая сушку и удаление растворителя смолы) уносится ~ 3 %, содержащегося в смоле фенола. Учитывая, что приготовление стандартных композитов ведется на специализированных предприятиях, а их переработка в изделия – на других, можно утверждать о максимальном выделении фенола на перерабатывающих предприятиях в пределах 5,5 % от его общего содержания в ФС.

На основе полученных экспериментальных данных предложено при расчетах вытяжной вентиляции и очистных установок для утилизации свободного фенола на предприятиях, перерабатывающих композиты на фенольных смолах, использовать следующую аналитическую зависимость:

$$m_{\text{сф}} = 5,5 \cdot K \cdot C_{\text{ф}} \cdot M_{\text{ФС}} \cdot 10^{-4},$$

где  $m_{\text{сф}}$  – количество свободного фенола, выделяющегося при прессовании композита, кг.;

$K$  – коэффициент, зависящий от вида композита и равный: 1,4 – для стеклопластика; 1,2 – для волокнита; 0,85 – для древопластика с размером фракции древесных частиц 0,5-1 мм; 1,0 – для древопластика с размером фракции древесных частиц 1-2 мм; 1,15 – для древопластика с размером фракции древесных частиц 2-3 мм; 0,9 – для фенопласта резольного типа; 0,5 – для фенопласта новолачного типа;

$C_{\text{ф}}$  – содержание свободного фенола в ФС, %;

$M_{\text{ФС}}$  – масса смолы в композите, кг.

Сравнение приведенных в кодексе [7] данных (в частности в приложении, касающемся изготовления изделий из стеклопластиков) с результатами исследований показывает, что выбросы фенола в нашем случае в 1,4-2,1 раза превышают рекомендуемые для официального расчета. Это вполне возможно, поскольку мы предлагаем расчетную формулу для максимально возможного выброса фенола при прессовании композита. Стоит отметить, что разработчики технического кодекса в упомянутом приложении приводят и более весомое значение выброса фенола, которое предполагает, что весь свободный фенол, содержащийся в ФС, выделяется непосредственно при прессовании композитов.

### Выводы

Показано, что при производстве композитов на основе ФС основная масса фенола выделяется на стадии горячего прессования, а его максимально возможный выброс в атмосферу может достигать 5,5 % от начального содержания свободного фенола в ФС. Предложена формула для расчета максимально возможных выбросов фенола при прессовании стандартных композитов на основе ФС.

### Список использованных источников

1. **Макаров, В.Г.** Промышленные реактопласты и смолы: справочник / В.Г. Макаров. – М.: Химия, 2006. – 296 с.
2. **Дедюхин, В.Г.** Прессованные стеклопластики / В.Г. Дедюхин, В.П. Ставров. – М.: Химия, 1976. – 196 с.
3. Технология конструкционных материалов и изделий на основе измельченных отходов древесины / Б.И. Купчинов [и др.]; под ред. В.А. Белого. – Минск: Наука и техника, 1992. – 199 с.

- 
4. Технология пластических масс / В.В. Коршак [и др.]; под ред. В.В. Коршака. – М.: Химия, 1972. – 616 с.
  5. **Бахман, А.** Фенопласты / А. Бахман, К. Мюллер. – М.: Химия. 1978. – 298 с.
  6. **Перегуд, Е.А.** Санитарная химия полимеров / Е.А. Перегуд. – Л.: Химия, 1967. – 380 с.
  7. ТКП 17.08-06-2007 (02120) Охрана окружающей среды и природопользование. Атмосфера. Выбросы загрязняющих веществ в атмосферный воздух – Минск, 2007.

---

**Melnikov S.F., Akhmadieva L.V., Moiseenko V.A., Shapovalov V.M.**

**Ecology aspects of manufacturing of engineering materials on the base of phenol resins**

*Free phenol emission by manufacturing of composite materials on the base of phenol resins has been studied. A formula of calculation of maximum possible phenol emission in ambient environment by standard composite materials pressing is proposed.*

Поступила в редакцию 18.04.2012.

УДК 622.023:621.891(045)(476)

## МЕХАНИЗМЫ ФОРМИРОВАНИЯ РАЗДЕЛИТЕЛЬНЫХ СЛОЕВ В МЕТАЛЛОПОЛИМЕРНЫХ ТРИБОСИСТЕМАХ

Щерба В.Я. (ЗАО «Солигорский Институт проблем ресурсосбережения с Опытным производством», Беларусь)

*В статье приведены результаты исследований современных представлений о механизме формирования разделительных (перенесенных) слоев в металлополимерных трибосистемах и выбора механизма реализации структуры оптимального строения композита.*

### Введение

Самосмазывание, присущее в первую очередь ряду полимерных материалов, вызвало необходимость изучения как самой природы «третьего тела», так и кинетики его формирования. Образование перенесенных слоев в большей степени осуществляется благодаря явлению адсорбции, возникающему при контактировании двух тел. Адсорбция и хемосорбция имеют важнейшее значение для процессов смазки в связи с образованием пленок на поверхностях трения. Они лежат в основе механизма действия всех полярных присадок к маслам, тонкопленочных олигомерных покрытий, создающих на поверхностях трения пленки соединений с повышенной противоизносной и антифрикционной эффективностью.

### Результаты проведенных исследований

Как известно, явление адсорбции обусловлено электростатическим силовым полем поверхности, созданным некомпенсированной свободной энергией атомов, находящихся у поверхности. Свободная энергия концентрируется преимущественно у ребер и углов кристаллитов, где вследствие этого адсорбция происходит наиболее интенсивно [1]. Взаимодействие между поверхностями физических тел характеризуется следующими видами связей:

1) прочными химическими связями между атомами: металлическая, ковалентная, ионная. Они определяют структуру и свойства металлических тел, интерметаллических соединений, которые могут образовываться в процессе трения, а также компонентов смазочных масел и неорганических пленок на поверхностях трения;

2) слабыми связями между молекулами: Ван-дер-Ваальса и водородной. Они определяют структуру и свойства граничных смазочных пленок на поверхностях трения. В чистом виде эти связи и взаимодействия в реальных телах обычно не встречаются. Практически имеет место наложение двух или более связей, из которых одна, как правило, имеет преобладающее значение. Эти силы определяют характер взаимодействия поверхностей трения с химически инертными компонентами смазочной среды, т.е. адсорбционный эффект;

3) взаимодействие между твердыми телами, поверхности которых имеют электростатическое силовое поле (не скомпенсированное поверхностными пленками). Силы этого взаимодействия определяют характер притяжения между контактирующими поверхностями (что важно в первую очередь с точки зрения их адгезии и схватывания при трении).

Взаимодействие трущихся поверхностей под влиянием их силовых полей характеризуется силой притяжения между двумя плоскопараллельными поверхностями. Ее можно приближенно определить по теоретическим формулам, предложенным Казимиром и независимо Лившицем. Для металлических поверхностей эти формулы могут быть приведены к виду [1]:

$$F = \frac{0,013}{H^4},$$

где  $F$  – сила притяжения на единицу площади (фактического контакта), дин/см<sup>2</sup>;

$H$  – расстояние (зазор) между поверхностями, мкм.

Расчет по этой формуле приводит к следующим значениям силы притяжения поверхностей в зависимости от величины зазора между ними (таблица).

Таблица – Силы притяжения между двумя плоскопараллельными металлическими поверхностями

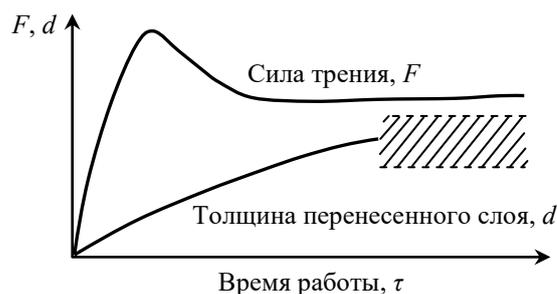
Расстояние между поверхностями		Сила притяжения на 1 см <sup>2</sup> площади фактического контакта, кг
Å	мкм	
5	0,0005	208 000
10	0,001	13 000
50	0,005	21
100	0,01	1,3
1000	0,1	0,13·10 <sup>-3</sup>

Приведенные данные показывают, что силы притяжения, возникающие при достаточно тесном сближении поверхностей, могут достигать весьма значительных величин, даже с учетом разницы между фактической и номинальной площадью контакта. Вместе с тем эти силы быстро убывают с увеличением расстояния между поверхностями. Отсюда вытекают следующие выводы, важные для объяснения механизмов граничного трения и износа:

- во-первых, тесное сближение ювенильных, т.е. не защищенных пленками, металлических поверхностей трения приводит к столь сильному и взаимному притяжению, что между ними должна возникать адгезия (слипание), обуславливающая схватывание на участках фактического контакта;

- во-вторых, покрытие ювенильных поверхностей пленками толщиной всего лишь нескольких десятков ангстрем должно препятствовать их сближению в достаточной степени, чтобы резко уменьшить молекулярные силы притяжения. Отсюда вытекает фундаментальное значение пленок в предотвращении их схватывания и снижении коэффициента трения [1].

Научной школой академика В.А. Белого изучена природа «третьего тела», формирующегося на сопряженных поверхностях, а также кинетика и механизмы образования перенесенных слоев с одновременной регистрацией параметров трения [2], что позволило показать, что сила трения стабилизируется быстрее, чем устанавливается соответствующая заданным режимам трения толщина перенесенного слоя, которая, по видимому, всегда больше оптимальной (рисунок).



**Рисунок – Зависимость силы трения и толщины перенесенного слоя от времени работы узла трения**

Различные аспекты проблемы формирования разделительных слоев при фрикционном взаимодействии компонентов металлополимерной трибосистемы рассмотрены в ряде работ, выполненных в ИММС АН БССР [3-6] в период с 70-го по 90 г.г. XX века.

В работе [7] предложен термодинамический подход к моделированию металлополимерных трибосистем, включающих пленки трибопереноса. Предложенная модель состоит из металлического 1 и полимерного 2 тел и полимерной пленки фрикционного переноса – третьего тела.

Эта система является макроскопической, т.к. состоит из большого числа частиц различного размера. По характеру взаимодействия с окружающей средой трибосистема является открытой, поскольку может обмениваться с ней энергией и веществом. По структурному составу трибосистему следует отнести к гетерогенным, она содержит три фазы, состояния которых можно описать непрерывными функциями пространственных координат и времени. Основанием для использования непрерывной модели могут служить рассмотренные в работе [8] физико-химические процессы при трении и физическая модель механизма трения и изнашивания. Принимая во внимание, что долговечность трибосистемы определяется характеристиками трения и изнашивания при установившемся режиме функционирования, обоснована модель, дающая описание процесса по окончании приработки, т.е. в стационарном термодинамическом состоянии. При таком режиме трения поверхность металлического тела уже покрыта полимерной пленкой фрикционного переноса, которая прочно удерживается силами адгезионного взаимодействия. Образование физических и химических связей между полимером и металлом способствует реализации термодинамической системы. Пленка фрикционного переноса в свою очередь находится в состоянии фрикционного взаимодействия с полимерным контртелом, при этом в результате значительного сближения под действием внешних нагрузок до расстояния, достаточного для межмолекулярного взаимодействия на границе раздела этих фаз также реализуются процессы энерго- и массопереноса. Этому способствуют образующиеся на взаимодействующих поверхностях под влиянием повышенных температур высокоподвижные диссипативные трибоструктуры полимера типа термотропных жидких кристаллов. В этих условиях трение происходит по межфазной границе двух полимерных фаз одной системы, близких друг другу по составу и свойствам. Поэтому изменение характеристик термодинамических процессов и свойств системы происходит монотонно, и система может быть описана непрерывными функциями состояния. Согласно принятой модели, изнашивание в трибосистеме, т.е. разрушение материала, сосредотачивается на этой же межфазной границе, поскольку частицы износа образуются из частиц износа полимерной пленки фрикционного переноса и полимерной детали. В результате фрикционного взаимодействия, повышения температуры, термодеструкции и изнашивания полимерных фаз на межфазной границе создается источник термодинамических потоков энергии и вещества, диссипация кото-

рых окружающей средой делает трибосистему открытой. Это обстоятельство позволяет использовать для анализа и описания системы законы и математический аппарат неравновесной термодинамики.

Роль триботехнических процессов в механизмах образования пленки переноса рассмотрены в комплексе исследований, выполненных под руководством академика В.В. Коршака и сотрудников [9-12].

В обзоре [9] показано, что трибохимические процессы, протекающие на поверхностях трения, приводят к образованию вторичных структур, что оказывает значительное влияние на трение и изнашивание антифрикционных материалов. При трении некоторых полимеров и композиций на их основе обнаружено явление «трибохимической смазки», заключающееся во влиянии на трение газообразных и низкомолекулярных продуктов трибодеструкции.

Исследование поведения сверхвысокомолекулярного полиэтилена (СВМПЭ) в процессе трения в паре со сталью [9, 10] при  $v = 1$  м/с и  $p = 0,1$  МПа показало, что имеют место деструктивные и окислительные процессы. Это приводит к изменению состава и структуры сопрягаемых поверхностей и образованию поверхностных пленок, по составу отличающихся от основного материала. Пленка, образованная на поверхности в процессе трения на полимере («вторичная структура»), неоднородна, что обусловлено различным характером происходящих трибохимических процессов по глубине образца полимера. Тончайший нагруженный слой имеет более низкое содержание окисленных групп по сравнению с исходным образцом, что приводит к снижению полярной составляющей поверхностной энергии. Увеличивается количество углерода (С-С), при этом снижается доля углерода, связанная с кислородом одной связью (С-О) типа гидроксильной или простой эфирной группы, двумя связями (С=О) типа карбонильной, тремя связями (О-С=О) типа карбоксильной группы. Одновременно в результате трения наружной поверхности СВМПЭ появляется незначительное количество окисленного железа в виде частиц произвольной формы размером до 3 нм и мелких сферических частиц до 4 нм кластерного типа [9]. Подобные исследования для других металлополимерных трибосопряжений выполнены профессором В.А. Струком и его сотрудниками [5, 13].

При изнашивании ПТФЭ и его сополимеров происходит термо- и термоокислительная деструкция полимер с разрывом С-С- и С-F связей с образованием олефиновых структур, фторидов металлов и постепенная аморфизация поверхностного слоя. Это приводит к перестройке структуры поверхностного слоя образца, образованию новой структуры, подобной имеющейся у термотропных жидких кристаллов, что обеспечивает легкость скольжения, повышает износостойкость. Одновременно наблюдается образование пленки переноса на сопрягаемую металлическую поверхность [10].

С целью повышения самосмазывающих свойств полимерного композита поверхность наполнителей (графита, дисульфида, молибдена и др.) обрабатывают фторсодержащими полимерами и олигомерами [13]. При совместном измельчении графита и фторалкана (хлорперфтордодecilфторсульфат) происходит взаимодействие радикалов, образующихся при деструкции С-С связей фторалкильной цепи. Полученный продукт имеет структуру графита с «привитым» монослоем фторалкана, в котором атомы хлора расположены в основном по периферии, что предотвращает трение графитовых частиц друг о друга и обеспечивает граничную смазку [11].

Улучшение смазывающих свойств сополимера формальдегида с 1,3-диоксоланом (СФД), поли-2, 6-диметил-1, 4-фениленоксида (ПФО) достигается использованием их смесей с СВМПЭ, полиолефинами, жидкими парафинами, фторопластами [10]. В присутствии графита в ПФО в условиях приработки образуется сшитая структу-

ра. При трении это приводит к снижению интенсивности трибораспада ПФО по основной цепи полимера, увеличению выхода продуктов окисления боковых заместителей, образованию на поверхности трения более термоустойчивой вторичной структуры и снижению износа.

Трение полиариленафенилпропана (ПАЭК) сопровождается деструкцией, протекающей преимущественно по простой эфирной связи полимера, а также структурирующими процессами. Наблюдается уменьшение количества выделившихся низкомолекулярных продуктов из продуктов износа, поверхностного слоя на полимер после трения и практически полное их отсутствие в пленке переноса на сопрягаемую стальную поверхность по сравнению с исходными ПАЭК. Формирование трибоустойчивых пленок на образце и стальном контртеле приводит к трению между полимерными слоями, что способствует эффекту самосмазываемости, обуславливая более низкий и стабильный коэффициент трения ПАЭК и повышение износостойкости по сравнению с ПФО. Для улучшения смазывающих свойств полиэфиркетона используют смеси с политетрафторэтиленом, полиэфиримидами и армирующими наполнителями: углеродным и арамидным волокном, К-титанатными волокнами, а также их смеси с порошкообразными наполнителями [12].

Проведенный анализ литературных источников, посвященных процессам трения и изнашивания металлополимерных трибосистем показывает, что при комплексном подходе возможно достижение заданных параметров служебных характеристик, включающих необходимые и достаточные показатели прочности, износостойкости и теплоустойкости полимерного компонента в сочетании с условиями для формирования равновесной структуры разделительного слоя, который обусловит минимальный износ.

Данный подход предполагает не только выбор компонентов для создания материалов трибосистемы, но и установление механизмов формирования структуры оптимального типа на различных уровнях организации: молекулярном, межмолекулярном, надмолекулярном, нанофазном и макрофазном.

### Выводы

На основе анализа научно-исследовательских публикаций установлены закономерности механизма формирования структуры фторсодержащих металлополимерных трибосистем оптимального типа на различных уровнях организации.

Выбор механизма реализации структуры оптимального строения композита на определенном уровне зависит от технических требований к металлополимерной системе.

### Список использованных источников

1. **Ахматов, А.С.** / Молекулярная физика граничного трения / А.С. Ахматов. – М.: Физматгиз, 1963. – 340 с.
2. Трибология в работах В.А. Белого / Н.К. Мышкин [и др.] // Трение и износ. – 2002. – Т. 23, № 3. – С.230-236.
3. **Белый, В.А.** Актуальные направления развития исследований в области трения и изнашивания / В.А. Белый, А.И. Свириденко // Трение и износ. – 1987. – Т. 8, № 1. – С. 5-24.
4. **Плескачевский, Ю.М.** Этапы развития и уровни организации структуры материалов: адаптивные композиты / Ю.М. Плескачевский, С.В. Шилько, С.В. Стельмах // Доклады НАН Беларуси. – 1999. – Т. 43, № 5. – С. 114-118.

5. **Струк, В.А.** Трибохимическая концепция создания антифрикционных материалов на основе многотонажно выпускаемых полимерных связующих: автореф. дис. д-ра техн. наук: 05.02.01 / В.А. Струк; БПИ. – Минск, 1988. – 41 с.
6. **Гольдаде, В.Л.** Ингибиторы изнашивания металлополимерных систем / В.А. Гольдаде, В.А. Струк, С.С. Песецкий. – М.: Химия, 1993. – 240 с.
7. **Машков, Ю.К.** Термодинамический подход к моделированию металлополимерных трибосистем / Ю.К. Машков // Трение и износ. – 1998. – Т. 19, № 4. – С. 431-439.
8. **Машков, Ю.К.** Трибология конструкционных материалов / Ю.К. Машков. – Омск: Издательство ОмГТУ, 1996. – 250 с.
9. **Краснов, А.П.** Химическое строение полимеров и трибохимические превращения в полимерах и наполненных системах / А.П. Краснов, И.А. Грибова, А.Н. Чумаевская // Трение и износ. – 1997. – Т. 18, № 2. – С. 258-279.
10. Строение поверхностного слоя сверхвысокомолекулярного полиэтилена (СВМПЭ) при трении о стальное контртело / А.П. Краснов [и др.] // Трение и износ. – 1993. – Т. 4, № 5. – С. 870-875.
11. О природе взаимодействия в смеси графит-хлорперфтордодecilфторсульфат при механовоздействии / В.В. Коршак [и др.] // Докл. АН СССР. – 1987. – Т. 296, № 5. – С. 1157-1159.
12. Расчет параметров сетчатой структуры, стимулированной инфракрасными лазерным излучением в композитном изделии на основе полифениленоксида / В.В. Коршак [и др.] / Механика композиционных материалов. – 1988. – № 5. – С. 818-826.
13. **Овчинников, Е.В.** Тонкие пленки фторсодержащих олигомеров: основы синтеза, свойства и применение / Е.В. Овчинников, В.А. Струк, В.А. Губанов. – Гродно: ГГАУ, 2007. – 326 с.

---

**Scherba V.Y.**

### **Mechanisms of adhesive formation in metallopolymeric tribosystems**

*The articles demonstrates results of investigations of updated ideas about Mechanisms of adhesive formation in metallopolymeric tribosystems and a choice of a mechanism for realization of the structure of an optimal composite material's makeup.*

Поступила в редакцию 03.05.2012 г.

## ПРАВИЛА ОФОРМЛЕНИЯ СТАТЕЙ

Статьи, направленные в редакцию журнала, должны удовлетворять требованиям «Инструкции по оформлению диссертации, автореферата и публикаций по теме диссертации», утвержденной Постановлением Президиума Государственного ВАК РБ от 24.12.1997 г. № 178 (в редакции с изменениями и дополнениями, Постановление ВАК РБ от 22.02.2006 г. № 2 и Постановление ВАК РБ от 15.08.2007 г. № 4).

1. Материал статьи должен соответствовать профилю журнала и излагаться предельно ясно.

2. Поступившие в редакцию статьи проходят рецензирование. Основные критерии целесообразности опубликования – актуальность тематики, научная новизна.

3. Статья должна быть представлена в распечатанном и в электронном виде в формате текстового редактора Word for Windows (97/2000/2003). Шрифт текста Times New Roman, размер 12 п., интервал – 1.

4. В статье должны быть указаны индекс УДК, название статьи, фамилии авторов, наименования организаций, в которых работают авторы. Статья должна содержать: аннотацию (до 10 строк), введение, основную часть, заключение, завершаемое четко сформулированными выводами, список использованных источников. Аннотация и название статьи, а также фамилии авторов должны быть представлены на английском и русском языках.

5. Рисунки должны быть четкими черно-белыми и созданы в одном из графических редакторов (формат tif, pch, bmp, gif, cdr, wmf, psd), графики присоединены с помощью табличного процессора «Excel» или «MS Graph» (встроенного в «Word»). Все обозначения на рисунках должны быть расшифрованы.

6. Таблицы располагаются непосредственно в тексте статьи. Каждая таблица должна иметь заголовок. На все таблицы и рисунки следует давать ссылки в тексте.

7. Обозначения, приведенные в статье, расшифровываются непосредственно в тексте, кроме того, могут быть вынесены на отдельную страницу.

8. Размерность всех величин, приведенных в статье, должна соответствовать Международной системе единиц измерения (СИ). Не следует употреблять сокращения, кроме общепринятых. Для обозначения физических величин используется курсивный шрифт, для математических символов типа cos, max, критериев вида Nu, Re и т.п., чисел, химических символов – прямой шрифт. Для русских и латинских букв в индексах используется прямой шрифт, если они не относятся к обозначениям физических величин, а являются сокращением слова, курсив – если принимают последовательные значения или служат для перечисления чего-либо, обозначения ряда чисел и т.п.

9. Список использованных источников должен быть приведен в конце статьи и содержать полные библиографические данные. Список должен быть составлен в порядке упоминания ссылок в тексте. Ссылки на неопубликованные работы не допускаются.

10. Авторам необходимо на отдельной странице предоставить о себе следующие сведения: фамилия, имя, отчество, почтовый адрес для переписки, место работы и занимаемая должность, а также номера телефонов, факсимильной и электронной связи.

1. The feature material should correspond to the magazine's profile and should be expounded very understandable.

2. The articles provided to the magazine editorial staff are reviewed. The main criteria of publishing feasibility are subjects' urgency and scientific novelty.

3. The article should be presented in printed out and electronic form in the Word format for Windows (97/2000/2003). The body text is Times New Roman, size 12, interval – 1.

4. The UDC number, article's title, authors' surnames, names of organizations where the authors work should be stated in the article. The article should contain annotation (till 10 lines), introduction, the basic part, the conclusion finished by accurately formulated consequences, and as well as the list of the used sources. The annotation, the article's title and as well as the authors' surnames should be presented in English and Russian languages.

5. The pictures should be well-defined black-and-white and should be created in one of the graphic editors (format tif, pch, bmp, gif, cdr, wmf, psd); in this case they are attached with tabular based processor Excel or MS Graph (built-in Word). All symbols at the figures should be deciphered.

6. The tables are placed directly in the text of the article. Each table should have the title. All tables and diagrams should have references in the text.

7. Symbols used in the article are deciphered directly in the text; in addition they could be taken out on a separate page.

8. Dimension of all sizes accepted in the article should correspond to the International System of Units (SI). The abbreviations except for the standards should not be used. Designations of physical quantities are given by Italic characters. Mathematical symbols such as cos, max, criteria of kind Nu, Re, etc., numbers, chemical symbols are given by Roman characters. Russian and Latin letters in indexes are given by Roman characters if they do not refer to designations of physical quantities and are word abbreviations, they are given by Italics if they accept successive values or serve for enumeration of something, sequence designation, etc.

9. The list of the used sources should be given at the end of the article and contain full bibliographic data. The list should be made in the order as the references are mentioned in the text. The references to the unpublished works are not allowed.

10. The authors should provide the following information on a separate page: surname, given name, patronymic name, and postal address for correspondence, place of employment and work status; as well as phone numbers, fax number, and e-mail address.

Подписные  
индексы:

749332

74933

# ІІР

**Основные направления научно-исследовательской  
деятельности ЗАО "Солигорский Институт  
проблем ресурсосбережения с Опытным производством"**

- разработка горно-шахтного подъемно-транспортного оборудования;
- разработка горного проходческого, очистного и бурового оборудования;
- разработка технологического горно-обогачительного оборудования;
- разработка методов повышения надежности и долговечности деталей и узлов машин, работающих в условиях абразивных, химически активных сред горно-обогачительного оборудования;
- разработка оборудования для комплексов по перегрузке и складированию сыпучих материалов;
- разработка высокопроизводительной технологии обогащения полезных ископаемых;
- разработка композиционных и теплозвукоизоляционных материалов;
- разработка конструкционных материалов и покрытий, предназначенных для использования в агрессивных химически активных, абразивных средах предприятий горной промышленности;
- совершенствование технологии добычи и повышение безопасности ведения горных работ на месторождениях полезных ископаемых;
- моделирование и автоматизированное проектирование горных машин, работающих на глубине более 1000 м во взрывоопасной среде и при больших давлениях;
- разработка автоматизированных систем управления горно-шахтным добывающим и перерабатывающим оборудованием.

**Адрес редакции:**

223710, Республика Беларусь,  
Минская обл., г. Солигорск, ул. Козлова, 63

**Телефоны:**

(+375 174) 26 28 37 главный редактор (приемная)

(+375 174) 26 35 32 ответственный секретарь

E-mail: [ipr@sipr.by](mailto:ipr@sipr.by)

ISSN 1728-3841



9 771728 384000